



Titre: Sensibilité des métaux ferreux à l'effet d'entaille en fatigue
Title:

Auteur: Gabriel Octavian Turcan
Author:

Date: 2011

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Turcan, G. O. (2011). Sensibilité des métaux ferreux à l'effet d'entaille en fatigue [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie.
Citation: <https://publications.polymtl.ca/568/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/568/>
PolyPublie URL:

**Directeurs de
recherche:** Yves Verreman
Advisors:

Programme: Génie métallurgique
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

SENSIBILITÉ DES MÉTAUX FERREUX
À L'EFFET D'ENTAILLE EN FATIGUE

GABRIEL OCTAVIAN TURCAN

DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAITRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE MÉTALLURGIQUE)

AVRIL 2011

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

SENSIBILITÉ DES MÉTAUX FERREUX
À L'EFFET D'ENTAILLE EN FATIGUE

Présenté par : TURCAN Gabriel Octavian

en vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

M. VADEAN Aurelian, Doct., président

M. VERREMAN Yves, Ph.D, membre et directeur de recherche

Mme. BROCHU Myriam, Ph.D., membre

DÉDICACE

Plus une chose est difficile, plus elle exige d'art et de vertu.

Aristote

Je dédie ce travail à ma famille.

REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à remercier M. Yves Verreman, mon directeur de maîtrise pour son aide précieuse au niveau de l'organisation de mon temps et de la rédaction de ce mémoire. C'est grâce à son encadrement, son jugement et ses compétences dont il m'a fait bénéficier que ce travail a été mené à terme.

Je tiens à remercier les Laboratoires d'Essai Mequaltech et plus particulièrement le président M. Robert Desautels pour son soutien précieux. Il m'a donné l'opportunité de réaliser cette maîtrise au sein de cette entreprise et m'a donné les moyens de réussir ce travail.

Je remercie M. Éric Duchesne de (CM)² pour son aide et soutien tout au long de mes travaux.

Je remercie M. Marius Banu pour m'avoir initié au fonctionnement de la machine de fatigue et pour son aide indispensable quant à la réalisation des essais de fatigue et mécaniques.

Enfin, je ne saurais terminer sans adresser mes affectueux remerciements à ma famille et à mes amis qui n'ont cessé de m'encourager et de me soutenir tout au long de mes études.

RÉSUMÉ

Les matériaux ferreux sont souvent utilisés pour la fabrication de pièces, machines, équipements, etc. Selon leur composition chimique et leur méthode d'élaboration, les alliages ferreux présentent des propriétés mécaniques très variées. Le choix de l'alliage est basé sur le type de chargement, l'environnement, le coût, la formabilité et d'autres conditions de fonctionnement.

Cette étude a pour but de comprendre le comportement en fatigue de deux aciers ayant une sensibilité différente à l'effet d'entaille : l'acier de construction 350W et l'acier 4140 trempé et revenu, le premier étant moins sensible à l'effet d'entaille car peu résistant à l'amorçage des fissures. Des essais de fatigue à $R = -1$ et $R = 0$ ont été réalisés pour les deux aciers sur trois types d'éprouvette en chargement axial (bord lisse, entaille douce et entaille sévère). Les surfaces de rupture ont été observées et analysées. Le degré de déformation, le nombre de sites d'amorçage ainsi que l'emplacement de la zone de rupture finale ont été étudiés.

Les données S-N obtenues ont permis de déterminer les courbes S-N par régression, les limites d'endurance et les facteurs de réduction de la résistance en fatigue. Les résultats ont été interprétés et les valeurs obtenues ont été comparées avec les valeurs estimées par différentes approches existantes. Notamment la validité des estimations des courbes S-N par l'approche d'amorçage/propagation et par la méthode de Juvinall a été éprouvée.

La limite d'endurance d'une éprouvette avec bord lisse sollicitée en traction-compression représente 49% de la résistance à la traction de l'acier 350W et 46% de celle de l'acier 4140TR. À $R = 0$, cette fraction devient 39% pour les deux aciers.

Les courbes S-N de l'acier 4140TR sont pour toutes les géométries situées au-dessus de celles du 350W. Les courbes S-N des éprouvettes entaillées sont d'autant plus basses par rapport aux courbes des éprouvettes à bord lisse que le facteur k_t est élevé. La chute de la limite d'endurance la plus marquée a été observée dans le cas de l'acier 4140TR, ce matériau donc plus sensible à l'effet d'entaille. Ceci a pour conséquence que le rapport entre les limites d'endurance des deux aciers diminue quand la sévérité d'entaille augmente.

Cependant si l'augmentation de la sévérité d'entaille entraîne une diminution de la limite d'endurance, la réduction de la résistance diminue quand le nombre de cycles à la rupture diminue. Les courbes S-N ont des pentes d'autant plus élevées que l'entaille est sévère. La

formation d'une zone plastique au fond de l'entaille douce (amorçage multiple autour de la circonférence et rupture finale au centre) est confirmée par l'examen des surfaces de rupture.

Les facteurs k_f obtenus pour les deux rapports R sont à peu près égaux. Pour une entaille douce, le facteur k_f est presque égal à k_t . L'écart entre les deux facteurs augmente avec une augmentation de la sévérité d'entaille. L'écart maximal est enregistré pour l'acier 350W (3,64 versus 5,03). Les règles de calcul proposées par Peterson, Neuber et Kuhn&Hardrath sous-estiment les k_f expérimentaux.

La méthode de Juvinall donne une bonne estimation de la courbe S-N de l'éprouvette avec bord lisse, la prédiction étant très proche de la régression des points expérimentaux. L'estimation de la limite d'endurance de l'éprouvette présentant une entaille sévère s'avère être sécuritaire tandis que celle de l'entaille douce en acier 350W est non sécuritaire. La résistance des éprouvettes entaillées (douces et sévères) est sous-estimée quand le nombre de cycles à la rupture diminue. L'approche amorçage/propagation donne une bonne estimation de la limite d'endurance de l'entaille douce, mais elle est aussi conservatrice aux courtes durées de vie.

La réduction de l'amplitude de contrainte à la limite d'endurance entre $R = -1$ et $R = 0$ sur bord lisse est supérieure pour l'acier 350W (25%) que pour l'acier 4140TR (16%). Cependant, la rupture par fatigue de l'acier 350W à $R=0$ ne peut pas avoir lieu si la conception des pièces interdit l'écoulement plastique. Dans le cas des géométries entaillées, l'effet du rapport R reste important pour l'acier 4140TR mais il devient très faible pour l'acier 350 W au delà de la limite d'endurance. Pour les deux aciers, la relation de Goodman modifiée surestime l'effet du rapport R sur la limite d'endurance, surtout pour la géométrie à bord lisse. Parmi quatre paramètres de corrélation, la relation de Gerber donne la meilleure prédiction des courbes S-N.

ABSTRACT

Ferrous materials are widely used for manufacturing parts, machinery, equipment, etc. Depending on their chemical composition and method of manufacturing, ferrous alloys exhibit very different mechanical properties. The choice of alloy is based on type of loading, environment, cost, formability and other service conditions.

The purpose of this study is to understand the fatigue behavior of two steels with different notch sensitivity: a 350W structural steel and a 4140 quenched and tempered steel, the first being less sensitive to notch effect as it has less resistance to crack initiation. Fatigue tests at $R = -1$ and $R = 0$ were undertaken for both steels using three types of specimen under axial loading (smooth specimen, blunt V-notch and severe V-notch). The fracture surfaces were observed and analyzed. The degree of deformation, the number of crack initiation sites and the location of the zone of final fracture were studied.

The S-N data obtained were used to determine the S-N curves by regression, the fatigue limits and the fatigue notch factors. The results were interpreted and the values obtained were compared with values estimated by different approaches. The validity of S-N curves estimates by the initiation-propagation approach and by the Juvinall method has been tested.

The fatigue limit of a smooth specimen tested under fully reversed axial loading represents 49% of the tensile strength of the 350W steel and 46% of that of 4140TR steel. Under zero-to-tension loading, this fraction becomes 39% for both steels.

S-N curves of 4140TR steel are located above those of 350W steel for all geometries. The higher the stress concentration factor k_t the lower the S-N curves of notched specimens with respect to the smooth specimen curve. The reduction of the fatigue limit was observed more pronounced in the case of 4140TR steel so this material is more sensitive to the notch effect. This means that the ratio between the fatigue limits of both steels decreases as the notch severity increases.

However, if the increase in notch severity resulted in a decreased fatigue limit the value of k_f decreases for shorter lives. S-N curves have steeper slopes as the notch severity increases. The formation of a plastic zone at the tip of the blunt notch (multiple crack initiation around the circumference and final fracture in the center) is confirmed by examining the fracture surfaces.

The k_f factors obtained for both R ratios are approximately equal. For a smooth specimen k_f is almost equal to k_t . The difference between the two factors increases with increasing notch severity. The maximum discrepancy is recorded for 350W steel (3,64 vs. 5,03). The formulae proposed by Peterson, Neuber and Kuhn & Hardrath underestimate the experimental value of k_f . The Juvinall method provides a good estimate of the S-N curve of smooth specimen as the prediction is very close to the regression of experimental points. The estimation of the fatigue limit of the severe notch appears to be safe while that of the blunt notch made of 350W steel is unsafe. The strength of notched specimens (blunt and severe) is underestimated when the number of cycles to failure decreases. The initiation / propagation approach provides a good estimate of the blunt notch, but it is also conservative at short lifetimes.

For smooth specimens, the reduction of stress amplitude at the fatigue limit from $R = -1$ to $R = 0$ is higher for 350W steel (25%) than for 4140QT steel (16%). However, the fatigue fracture of 350W steel at $R = 0$ cannot occur if the design of components prevents plastic yielding. For notched geometries, the effect of R-ratio remains important for 4140QT steel, while it becomes very small for 350W steel above the fatigue limit. For both steels, the modified Goodman relationship overestimates the effect of R ratio on the fatigue limit, especially for the smooth geometry. Among four parameters of correlation, the Gerber relationship yields the best prediction of S-N curves.

TABLE DES MATIÈRES

Dédicace	iii
Remerciements	iv
Résumé	v
Abstract	vii
Table des matières	ix
Liste des tableaux	xii
Liste des figures	xiv
Liste des sigles et abréviations	xx
Introduction	1
1 Étude bibliographique	3
1.1 Facteur de concentration de contraintes	3
1.2 Résistance en fatigue des pièces entaillées	7
1.2.1. Coefficient de réduction de la résistance en fatigue k_f (fatigue notch factor)	7
1.2.2. Influence de la sévérité d'entaille	9
1.2.3. Effet d'échelle	11
1.2.4. Effet du matériau	12
1.2.5. Effet de la durée de vie	14
1.2.6. Effet de la contrainte moyenne	16
1.3 Prédiction de l'effet d'entaille	22
1.3.1. Prédiction empirique du facteur k_f	22
1.3.2 Approche par la distance critique	26

1.3.3	Prédiction de la courbe S-N complète (Juvinal, Shigley).....	29
1.3.4	Approche par la déformation locale.....	31
1.3.5	Nouvelle approche ''amorçage/propagation''	34
1.4	Synthèse de la bibliographie.....	38
2	Objectifs	40
3	Méthodologie d'essai	42
3.1	Matériaux.....	42
3.2	Géométrie des éprouvettes	45
3.2.1	Eprouvettes de traction	45
3.2.2	Eprouvettes de fatigue.....	46
3.3	Conditions d'essais.....	48
4	Résultats	49
4.1	Essai de traction.....	49
4.2	Fatigue axiale à $R = -1$	50
4.3	Fatigue axiale à $R = 0$	55
4.4	Effet d'entaille et facteur de réduction de la résistance en fatigue (k_f)	59
4.5	Prédiction de la courbe S-N.....	63
4.6	Prise en compte de l'effet du rapport R.....	69
5	Étude fractographique	85
6	Conclusions	89
	Références	92

Annexe : Données S-N des essais de fatigue	96
--	----

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1.1 : Expressions du gradient de contrainte.....	7
Tableau 3.1 : Analyse chimique de l'acier 4140 TR.....	42
Tableau 3.2. Analyse chimique de l'acier 350W	44
Tableau 4.1 : Propriétés mécaniques en traction.....	49
Tableau 4.2 : Résultats des essais de traction et de dureté.....	50
Tableau 4.3 : Limites d'endurance à 5 millions de cycles à $R = -1$, pour les deux aciers et les trois géométries	53
Tableau 4.4 : Rapports entre la limite d'endurance et la résistance à la traction et entre la limite d'endurance et la limite d'élasticité	54
Tableau 4.5 : Coefficients de la régression linéaire des données S-N pour les deux aciers et les trois géométries	54
Tableau 4.6 : Limites d'endurance à 5 millions de cycles à $R = 0$, pour les deux aciers et les trois géométries	57
Tableau 4.7 : Rapports entre la limite d'endurance et la résistance à la traction et entre la limite d'endurance et la limite d'élasticité	58
Tableau 4.8 : Coefficients de la régression linéaire des données S-N à $R = 0$ pour les deux aciers et les trois géométries.....	58
Tableau 4.9 : Facteur de réduction de la résistance en fatigue.....	59
Tableau 4.10 : Facteur k_f à 5 millions de cycles à $R = -1$ pour l'acier 350W	60
Tableau 4.11 : Facteur k_f à 5 millions de cycles à $R = -1$, pour l'acier 4140 TR.....	60
Tableau 4.12 : Rapport entre les pentes des courbes S-N à $R = -1$ et à $R = 0$ (bord lisse)	70
Tableau 4.13 : Rapport des résistances à 5 millions cycles (bord lisse)	70
Tableau 4.14 : Rapport entre les pentes des courbes S-N à $R = -1$ et à $R = 0$ (entaille douce ; $r = 1,52$ mm)	70
Tableau 4.15 : Rapport des résistances à 5 millions de cycles (entaille douce ; $r = 1,52$ mm).....	70

Tableau 4.16 : Rapport entre les pentes des courbes S-N à $R = -1$ et à $R = 0$ (entaille sévère ; $r = 0,2 \text{ mm}$)	73
Tableau 4.17 : Rapport des résistances à 5 millions cycles (entaille sévère ; $r = 0,2 \text{ mm}$)	73
Tableau 4.18 : Valeurs prédites et mesurées de la résistance à 5 millions de cycles à $R = 0$	74
Tableau A.1 : Acier 4140TR à $R = -1$	96
Tableau A.2 : Acier 350W à $R = -1$	97
Tableau A.3 : Acier 4140TR à $R = 0$	98
Tableau A.4 : Acier 350W à $R = 0$	99

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 : Diagramme S-N	3
Figure 1.2 : Bris par fatigue d'un arbre à l'endroit d'un changement de section (Laboratoire d'essai Mequaltech).....	4
Figure 1.3 : Distribution des contraintes au fond d'une entaille semi-elliptique (Drouin, 1986)	5
Figure 1.4 : Distribution dans la direction X-X des contraintes à partir d'un trou circulaire dans une plaque en chargement axial (Fuchs & Stephens, 1980)	6
Figure 1.5 : Effet d'entaille sur le comportement en fatigue en flexion rotative (Dowling, 2007) .	8
Figure 1.6 : Coefficient effectif de concentration de contraintes k_f en fonction du rayon en fond de l'entaille (Dowling 2007)	9
Figure 1.7 : Variation du rapport k_f/k_t en fonction du rayon r en fond d'entaille (Lieurade & Lu)	10
Figure 1.8 : Variation de l'indice de sensibilité à l'effet d'entaille pour des aciers de résistance comprise entre 400 et 700 MPa (Lieurade & Lu).	11
Figure 1.9 : Variation du coefficient k_f en fonction du rayon en fond d'entaille pour les mêmes valeurs du coefficient k_t (Heywood, 1962).....	12
Figure 1.10 : Influence de la résistance mécanique des aciers sur l'endurance de pièces entaillées (Lieurade & Lu)	13
Figure 1.11 : Variation du rapport k_f/k_t en fonction de R_m pour différents k_t (Lu et Lieurade, 1998)	13
Figure 1.12 : Courbes S-N pour une éprouvette lisse et une éprouvette entaillée (Stephens & Fuchs, 2001).....	14
Figure 1.13 : Variation du facteur k_f avec la durée de vie (Dowling, 2007)	15
Figure 1.14 : Courbes S-N à différents rapports R (Dowling, 2007)	16
Figure 1.15 : Amplitude de contrainte en fonction de la contrainte moyenne pour des durées de vie constantes (Dowling, 2007).....	17

Figure 1.16 : Diagramme de Smith (contrainte maximale et minimale en fonction de la contrainte moyenne) (Schijve, 2001)	18
Figure 1.17 : Présentation graphique du coefficient de sensibilité à l'effet du rapport R (Schijve, 2001).....	18
Figure 1.18 : Évolution du facteur M en fonction de la résistance à la traction pour différents matériaux.....	19
Figure 1.19 : Représentation graphique de trois relations empiriques pour l'amplitude de contrainte en fonction de la contrainte moyenne	19
Figure 1.20 : Amplitudes de contrainte en fonction de la contrainte moyenne à durée de vie constante pour des éprouvettes entaillées (pointillés) et à bord lisse (traits pleins) (Stephens & Fuchs, 2001).....	21
Figure 1.21 : Diagramme de Haigh à une durée de vie de un million de cycles (éprouvette entaillée et éprouvette à bord lisse) (Stephens & Fuchs, 2001)	21
Figure 1.22 : Évolution du facteur q en fonction du rayon en fond d'entaille pour différentes valeurs du coefficient ϕ (Drouin, 1986).....	22
Figure 1.23 : Constante ϕ pour les aciers en fonction de la résistance à la traction (Dowling, 2007).....	23
Figure 1.24 : Constante β en fonction de la résistance à la traction.....	24
Figure 1.25 : Comparaison entre la constante β de Neuber, et la constante ϕ de Peterson.....	26
Figure 1.26 : Représentation graphique de la théorie de la distance critique (Taylor, 2008)	27
Figure 1.27. Effet du rayon en fond d'entaille sur la limite d'endurance (Taylor & Wang, 2000)	28
Figure 1.28. Comparaison des différentes méthodes de calcul avec les données expérimentales (Taylor, 1999).....	28
Figure 1.29 : Facteur m_s en fonction de la résistance et de la qualité de la surface (Dowling, 1993)	30
Figure 1.30 : Estimations des courbes S-N (échelle log-log) pièces à bord lisse et entaillées selon Juvinall et Shigley (Dowling, 2007)	30

Figure 1.31 : Principe de l'approche par la déformation locale (Limodin, 2005).....	31
Figure 1.32 : Évolution des facteurs de concentration de contrainte et de déformations locale (Lee, 2005)	32
Figure 1.33 : Solution graphique de la règle de Neuber (Dowling, 2007).....	33
Figure 1.34 : Prédiction de la courbe S-N des entailles douces (Verreman, 2008)	35
Figure 1.35 : Prédiction de la courbe S-N des entailles sévères (Verreman & Limodin, 2008)....	36
Figure 1.36 : Effet combiné de l'amorçage et de la propagation (Verreman & Limodin, 2008)...	37
Figure 3.1: Microstructure de l'acier 4140TR à 400X sur une coupe transversale, a) après polissage et b) avec attaque chimique	43
Figure 3.2 : Microstructure de l'acier 4140TR à 400X sur une coupe longitudinale, a) après polissage et b) avec attaque chimique	43
Figure 3.3 : Microstructure de l'acier 350W dans une coupe transversale, a) après polissage à 400X et b) avec attaque chimique à 200X	44
Figure 3.4 Microstructure de l'acier 350W dans une coupe longitudinale, a) après polissage à 400X et b) avec attaque chimique à 200X	45
Figure 3.5 : Géométrie de l'éprouvette de traction cylindrique	45
Figure 3.6 : Géométrie des éprouvettes de fatigue cylindrique.....	46
Figure 3.7 : Géométrie de l'éprouvette avec entaille douce ; $k_t=2,11$ (Limodin, 2005)	47
Figure 3.8 : Géométrie de l'éprouvette avec entaille sévère ; $k_t= 5,03$ (Limodin, 2005)	47
Figure 3.9 : Machine servo-hydraulique Instron 8821	48
Figure 4.1 : Courbes de traction monotone des éprouvettes 350W-1 et 4140TR-1	50
Figure 4.2 : Courbes S-N de l'acier 4140TR à $R = -1$ pour les trois géométries d'entaille, comparées avec les résultats de (Limodin, 2005), en pointillés.....	51
Figure 4.3 : Courbes S-N de l'acier 350W à $R = -1$ pour les trois géométries d'entaille	51
Figure 4.4 : Courbes S-N à $R = -1$ de deux aciers et trois géométries	52
Figure 4.5 : Courbes S-N à $R = 0$ de l'acier 4140TR pour les trois géométries d'entaille	56

Figure 4.6 : Courbes S-N à $R = 0$ de l'acier 350W pour les trois géométries d'entaille.....	56
Figure 4.7 : Courbes S-N à $R = 0$ des deux aciers et pour les trois géométries	57
Figure 4.8 : Evolution du facteur de réduction de la résistance en fatigue en fonction du nombre de cycles à $R = -1$	61
Figure 4.9 : Evolution du facteur de réduction de la résistance en fatigue en fonction du nombre de cycles à $R = 0$	61
Figure 4.10 : Coefficient d'adaptation en fonction du nombre de cycles à $R = -1$	62
Figure 4.11 : Coefficient d'adaptation en fonction du nombre de cycles à $R = 0$	63
Figure 4.12 : Prédiction de la courbe S-N à $R = -1$ à partir de la méthode de Juvinall pour l'acier 4140TR.....	65
Figure 4.13 : Prédiction de la courbe S-N à $R = -1$ à partir de la méthode de Juvinall pour l'acier 350W	65
Figure 4.14 : Prédiction de la courbe S-N à $R = -1$ à partir de la méthode de Juvinall modifiée pour l'acier 4140TR	66
Figure 4.15 : Prédiction de la courbe S-N à $R = -1$ à partir de la méthode de Juvinall modifiée pour l'acier 350W.....	66
Figure 4.16 : Prédiction de la courbe S-N à $R = -1$ de l'éprouvette avec entaille douce ($r = 1,52$ mm) avec l'approche d'amorçage/propagation pour l'acier 4140 TR	67
Figure 4.17 : Prédiction de la courbe S-N à $R = -1$ de l'éprouvette avec entaille douce ($r = 1,52$ mm) avec l'approche d'amorçage-propagation pour l'acier 350W	67
Figure 4.18 : Prédiction de la courbe S-N à $R = 0$ de l'éprouvette avec entaille douce ($r = 1,52$ mm) avec l'approche d'amorçage-propagation pour l'acier 4140TR.....	68
Figure 4.19 : Prédiction de la courbe S-N à $R = 0$ de l'éprouvette avec entaille douce ($r = 1,52$ mm) avec l'approche d'amorçage-propagation pour l'acier 350W	68
Figure 4.20: Courbes S-N d'éprouvettes avec bord lisse	71
Figure 4.21: Courbes S-N d'éprouvettes entaillées ($r = 1,52$ mm)	71
Figure 4.22 : Courbes S-N d'éprouvettes entaillées ($r = 0,2$ mm)	72

Figure 4.23 : Diagramme de Goodman modifié pour la limite d'endurance de l'acier 4140TR...	74
Figure 4.24 : Diagramme de Goodman modifié pour la limite d'endurance de l'acier 350W	75
Figure 4.25 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Goodman à $R = -1$, (4140TR avec bord lisse)	77
Figure 4.26 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de SWT à $R = -1$, (4140TR avec bord lisse).....	77
Figure 4.27 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Goodman modifié à $R = -1$, (4140TR avec bord lisse).....	78
Figure 4.28 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Gerber à $R = -1$, (4140TR avec bord lisse).....	78
Figure 4.29 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Goodman à $R = -1$, (350W avec bord lisse).....	79
Figure 4.30 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de SWT à $R = -1$, (350W avec bord lisse).....	79
Figure 4.31: Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Goodman modifié à $R = -1$, (350W avec bord lisse)	80
Figure 4.32 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Gerber à $R = -1$, (350W avec bord lisse)	80
Figure 4.33 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Goodman modifié à $R = -1$, (4140TR avec entaille $r = 1,52$ mm).....	81
Figure 4.34 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Gerber à $R = -1$, (4140TR avec entaille $r = 1,52$ mm).....	81
Figure 4.35 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Goodman modifié à $R = -1$, (350W avec entaille $r = 1,52$ mm).....	82
Figure 4.36 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Gerber à $R = -1$, (350W avec entaille $r = 1,52$ mm)	82

Figure 4.37 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Goodman modifié à $R = -1$, (4140TR avec entaille $r = 0,2$ mm).....	83
Figure 4.38 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Gerber à $R = -1$, (4140TR avec entaille $r = 0,2$ mm).....	83
Figure 4.39 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Goodman modifié à $R = -1$, (350W avec entaille $r = 0,2$ mm)	84
Figure 4.40 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Gerber à $R = -1$, (350W avec entaille $r = 0,2$ mm)	84
Figure 5.1: Surface de rupture de l'acier 4140TR sollicitée à $R = -1$: a) bord lisse, 22 131 cycles à 700 MPa, b) $r = 1,52$ mm 12 438 cycles à 500 MPa, c) $r = 0,2$ mm 6 061 cycles à 500 MPa, d) bord lisse 649 401 cycles à 550 MPa e) $r = 1,52$ mm 599 380 cycles à 275 MPa et f) $r = 0,2$ mm 464 566 cycles à 125 MPa.....	87
Figure 5.2 : Surface de rupture de l'acier 350W sollicité à $R = -1$: a) bord lisse 4 500 cycles à 413MPa, b) $r = 1,52$ mm 6 062cycles à 400 MPa, c) $r = 0,2$ mm 1625 cycles à 400 MPa, d) bord lisse 887 001 cycles à 293 MPa, e) $r = 1,52$ mm 607 064 cycles à 138 MPa et f) $r = 0,2$ mm 632780 cycles à 85MPa.....	87
Figure 5.3: Surface de rupture de l'acier 4140TR sollicité à $R = 0$: a) bord lisse 7 249 cycles à 545 MPa, b) $r = 1,52$ mm 19 084 cycles à 400 MPa, c) $r = 0,2$ mm 8 191 cycles à 300 MPa, d) bord lisse 205 498 cycles à 474 MPa, e) $r = 1,52$ mm 189 240 cycles à 250 MPa, et f) $r = 0,2$ mm 523 086 cycles à 105 MPa.....	88
Figure 5.4: Surface de rupture de l'acier 350W sollicitée à $R = 0$: a) bord lisse, 1 516 cycles à 280MPa, b) $r = 1,52$ mm 20 352cycles à 290 MPa, c) $r = 0,2$ mm 4 441 cycles à 280 MPa, d) bord lisse 1 352 450 cycles à 230 MPa, e) $r = 1,52$ mm 4 644 501 cycles à 140 MPa et f) $r = 0,2$ mm 1 548 418 cycles à 85 MPa	88

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

a_0	Constante de matériau dans l'équation de Taylor
d	Diamètre de l'éprouvette
c_H	Constante du matériau dans la formule de Heywood
c	Constante du matériau dans la loi de Coffin-Manson
b	Constante du matériau dans la loi de Coffin-Manson
e	Déformation nominale
E	Module de Young
k_ε	Coefficient de concentration de déformation en régime élasto-plastique
k_σ	Coefficient de concentration de contrainte en régime élasto-plastique
k_f	Coefficient de réduction de la résistance en fatigue
k'_f	Coefficient de réduction de la résistance en fatigue en fonction de la durée de vie
k_n	Facteur d'intensité de contrainte normalisé
k_t	Facteur de concentration de contrainte
$k_{t,eff}$	Facteur de concentration de contrainte effectif
K	Facteur d'intensité de contrainte d'une fissure
K'	Coefficient de résistance plastique
K_c	Ténacité
K'_f	Coefficient de résistance du matériau à la propagation d'une fissure
K_n	Facteur d'intensité de contrainte d'une entaille en V
K_s	Facteur d'intensité de contrainte, au seuil de propagation
L	Distance devant le fond d'entaille dans l'approche de distance critique

m_d	Facteur de correction pour l'effet d'échelle
m_e	Rapport entre la limite d'endurance sur bord lisse et la résistance à la traction
m_s	Facteur de correction pour le fini de surface
m_t	Facteur de correction par rapport au type de chargement
M	Coefficient de Schutz
q	Facteur de sensibilité à l'effet d'entaille
r	Rayon en fond d'entaille
R	Rapport de contrainte (min/max)
R_e	Contrainte d'écoulement
R_m	Résistance à la traction
n	Coefficient de consolidation plastique
N_e	Nombre de cycles à la limite d'endurance
N_r	Nombre de cycles jusqu'à la rupture finale
N_I	Durée de vie d'amorçage conventionnelle
N_{tr}	Durée de vie de transition
S	Contrainte nominale
S_a	Amplitude de contrainte nominale
x	Profondeur sous le fond d'entaille
α	Exposant de la singularité
β	Constante du matériau dans la formule de Neuber
$\Delta\sigma_D$	Variation totale de contrainte à l'endurance
ΔK_s	Amplitude du facteur d'intensité de contrainte au seuil de propagation

ε_a	Amplitude de déformation locale
ε_e	Composante de déformation élastique
ε_f'	Constante du matériau dans la loi de Coffin-Manson
ε_p	Composante de déformation plastique
σ	Contrainte locale
σ_a	Amplitude de contrainte
σ_{ar}	Amplitude de contrainte à $R = -1$
σ_m	Contrainte moyenne
σ_{max}	Contrainte nominale maximale
σ_{min}	Contrainte nominale minimale
σ_D	Limite d'endurance d'une éprouvette avec bord lisse
σ_D^F	Limite d'endurance d'une éprouvette ayant une fissure
σ_D^E	Limite d'endurance d'une pièce entaillée
σ_f'	Coefficient de résistance en fatigue de la loi de Basquin
σ_x	Contrainte locale dans la direction x
σ_y	Contrainte locale dans la direction y
ϕ	Constante du matériau dans la formule de Peterson
χ	Gradient relatif de contrainte

INTRODUCTION

De manière générale on estime qu'environ 80 % des ruptures en service sont dues à la fatigue. Les ruptures dues à la fatigue ont fait l'objet de recherches depuis plus de 150 ans afin de comprendre le phénomène. La fatigue persiste même de nos jours à être un problème majeur en ingénierie. Pour avoir une idée de son ampleur, le coût annuel de bris de pièces en fatigue frôle 3% du revenu national brut des États-Unis (Dowling, 2007; Henaff & Morel, 2005). Malgré tous les efforts de recherche, de nombreux aspects de fatigue demeurent méconnus et les méthodes utilisées pour les calculs de dimensionnement restent, dans une large partie, empiriques.

Les bris surviennent souvent à partir de l'endroit où la pièce présente une concentration de contrainte. Le facteur de concentration de contraintes, k_t , dépend de la géométrie de la pièce et du chargement. Dû à la concentration de contrainte, la durée de vie en fatigue diminue. Cependant le facteur k_f qui traduit la chute de résistance à une durée de vie donnée est plus petit ou égal à k_t . La sensibilité à l'entaille du matériau dépend de la sévérité de l'entaille, du nombre de cycles et du type de matériau. Ce facteur est déterminé à l'aide de formules empiriques basées sur les propriétés mécaniques du matériau en traction monotone (Dowling, 2007).

De nouvelles approches ont été proposées pour mieux comprendre la sensibilité à l'effet d'entaille. La vie d'une pièce qui brise en fatigue est divisée en trois périodes : période d'amorçage des fissures, période de propagation et rupture finale quand le facteur d'intensité de contrainte K , atteint la valeur critique K_c . Un matériau très résistant à l'amorçage des fissures mais peu à la propagation sera très sensible à l'effet d'entaille, et vice-versa.

Les alliages ferreux sont souvent utilisés pour la fabrication de pièces, machines, outillages etc. Le choix du matériau est dicté par les conditions d'utilisation : niveau de contraintes, résistance à la corrosion, formabilité, forme géométrique et autres paramètres de fonctionnement.

On rencontre dans l'industrie une grande variété de métaux ferreux qui présentent des propriétés différentes. Pour notre recherche on a choisi deux aciers qui ont une sensibilité différente à l'effet d'entaille. Le premier est un acier doux 350W, qui est un matériau peu sensible à l'effet d'entaille car peu résistant à l'amorçage des fissures. Le deuxième, plus sensible à l'effet d'entaille est un acier 4140 trempé et revenu.

Cette étude va compléter d'autres études qui ont été effectuées à ce sujet et va nous aider à mieux comprendre la sensibilité des métaux ferreux à l'effet d'entaille.

Un premier objectif sera de générer des données S-N expérimentales sur les deux aciers, pour trois géométries et deux rapports R. L'interprétation des résultats et leur confrontation avec différentes approches de prédiction de l'effet d'entaille constituent un deuxième objectif. La validité de plusieurs méthodes de prédiction du facteur k_f sera notamment évaluée. Un troisième objectif concernera l'influence du rapport de contraintes R sur les courbes S-N ainsi que la prédiction de cette influence. Enfin l'effet d'entaille sera aussi analysé au niveau de la morphologie de surfaces de rupture.

Ce mémoire est composé de cinq chapitres. Le premier expose une revue de la littérature sur le comportement en fatigue des matériaux ferreux en présence d'une entaille, ainsi que sur les méthodes de prédiction la courbe S-N et de la limite d'endurance. Un deuxième chapitre présente les objectifs de cette étude. Ensuite, le troisième chapitre présentera le programme expérimental, les géométries et les conditions d'essais. Un quatrième chapitre présentera les données S-N obtenues. Une étude fractographique fera l'objet du chapitre cinq et dans le dernier chapitre on verra les principales conclusions à tirer de cette étude et les perspectives possibles pour des travaux futurs.

1 ÉTUDE BIBLIOGRAPHIQUE

1.1 Facteur de concentration de contraintes

Une pièce soumise à des contraintes variables dans le temps se brise à un niveau de contrainte inférieur à celui de la contrainte de rupture en chargement statique. Les limites d'endurance des matériaux sont habituellement déterminées en faisant des essais sur des éprouvettes normalisées et polies en chargement de traction compression.

Les résultats expérimentaux sont habituellement présentés dans un diagramme bi logarithmique de l'amplitude de contrainte en fonction du nombre de cycles à la rupture (Drouin, 1986). Généralement les pièces n'ont pas la même géométrie, n'ont pas la même qualité de surface et ne sont pas soumises au même type de cycle de chargement.

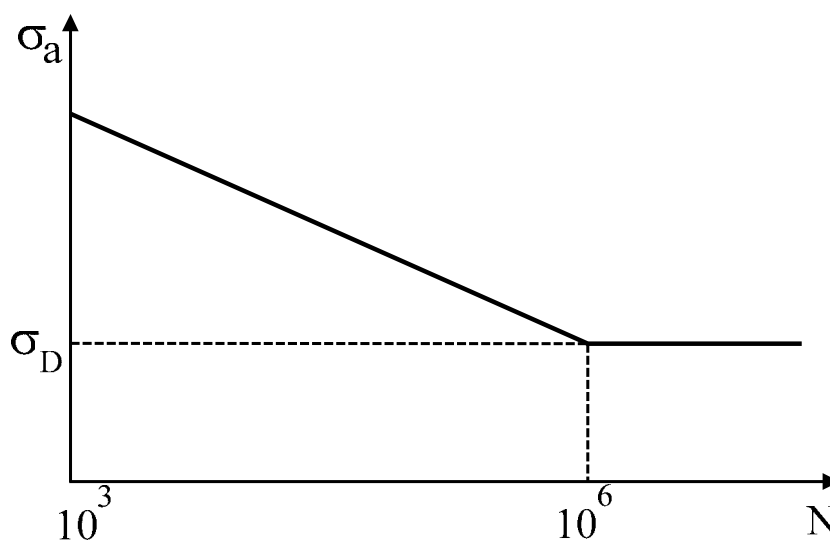


Figure 1.1 : Diagramme S-N

La plupart des structures présentent des discontinuités géométriques qui font en sorte d'augmenter les contraintes locales par un facteur k_t , qu'on appelle facteur de concentration de contrainte. Le champ de contrainte créé dans la proximité de ces discontinuités influence grandement la durée de vie en fatigue (Drouin, 1986). La figure 1.2 montre une pièce qui s'est brisée en fatigue à partir d'un congé.

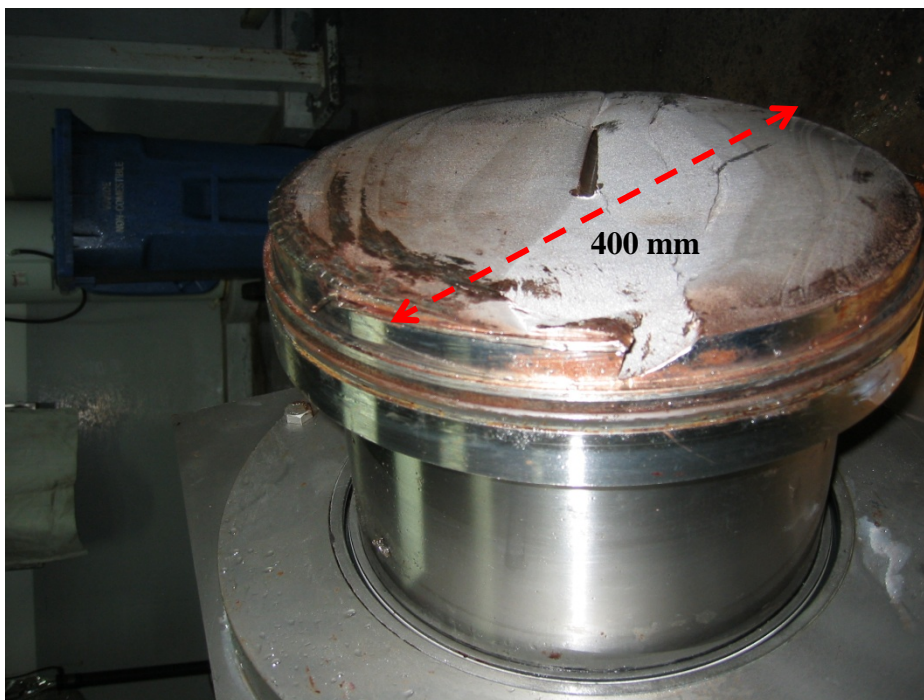


Figure 1.2 : Bris par fatigue d'un arbre à l'endroit d'un changement de section (Laboratoire d'essai Mequaltech)

Dans le cas d'un comportement élastique linéaire le facteur k_t est donné par :

$$k_t = \frac{\sigma}{S} \quad \text{Équation 1.1}$$

où σ est la contrainte locale maximale et S est la contrainte nominale.

Le facteur k_t dépend de la géométrie de la discontinuité et du chargement. Il peut être déterminé par la théorie d'élasticité, par un calcul numérique ou par des méthodes expérimentales comme la photoélasticité et les jauges de déformations (Drouin, 1986).

L'expression du facteur de concentration de contraintes dû à l'introduction d'une entaille elliptique dans une grande plaque soumise à une contrainte uni axiale est :

$$k_t = 1 + 2 \frac{A}{B} \quad \text{Équation 1.2}$$

où A et B sont les demi-longueurs des axes de l'ellipse (figure 1.3).

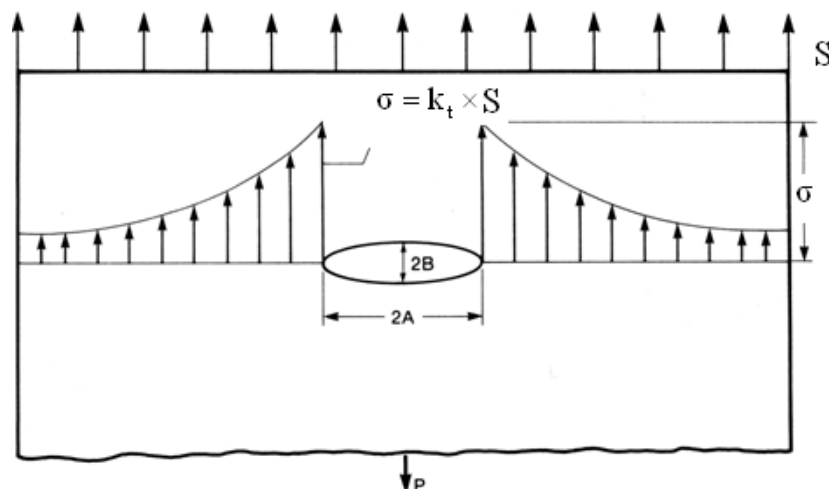


Figure 1.3 : Distribution des contraintes au fond d'une entaille semi-elliptique (Drouin, 1986)

Dans le cas d'un trou circulaire, k_t est égal à 3 en tension uni axiale. Si on considère une tension bi axiale le facteur devient égal à 2, et si on a une contrainte de cisaillement on obtient une valeur de 2 selon sur le critère de Von Mises et une valeur de 4 selon le critère de Tresca (Fuchs & Stephens, 1980).

La pente de la distribution de contrainte depuis le fond d'entaille représente la rapidité avec laquelle la contrainte locale décroît. Dans le cas d'un trou dans une plaque en chargement uni axial (figure 1.4), les distributions des contraintes locales σ_x et σ_y sont données par :

$$\frac{\sigma_x}{S} = 1 + 0,5 \left(\frac{r}{x} \right)^2 + 1,5 \left(\frac{r}{x} \right)^4 \quad \text{Équation 1.3}$$

$$\frac{\sigma_y}{S} = 1,5 \left(\frac{r}{x} \right)^2 - 1,5 \left(\frac{r}{x} \right)^4 \quad \text{Équation 1.4}$$

où x est la distance par rapport au centre et r le rayon du trou.

On peut remarquer que les contraintes locales diminuent très rapidement en s'éloignant du trou. À une distance de 0,25 r, le facteur k_t dans la direction Y-Y est égal à 2. À une distance de 2 r, le

facteur de concentration de contraintes diminue à 1,07. La diminution de la valeur de la contrainte locale est d'autant plus rapide que r est petit.

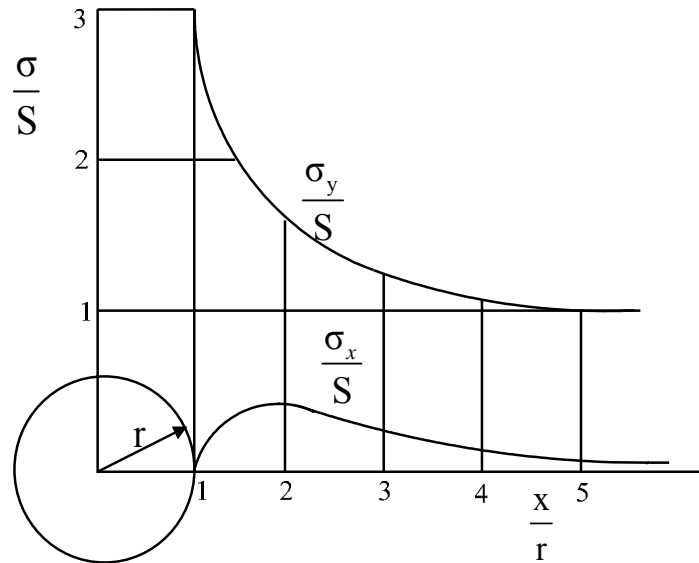


Figure 1.4 : Distribution dans la direction X-X des contraintes à partir d'un trou circulaire dans une plaque en chargement axial (Fuchs & Stephens, 1980)

On définit le gradient relatif de contraintes, χ la rapidité avec laquelle la contrainte locale diminue en s'éloignant de trou. On utilise le gradient relatif à $x = 0$ dont sa valeur est donnée par l'équation suivante :

$$\chi = \frac{-1}{\sigma_{\max}} \left(\frac{d\sigma}{dx} \right)_{x=0} \quad \text{Équation 1.5}$$

Donc si :

$$\frac{\sigma}{\sigma_{\max}} = f\left(\frac{x}{r}\right) \quad \text{Équation 1.6}$$

alors,

$$\chi = \frac{1}{r} f' \left(\frac{x}{r} \right) \quad \text{à } x/r=0 \quad \text{Équation 1.7}$$

et

$$\chi \times r = \text{const.}$$

Le gradient relatif de contraintes est inversement proportionnel au rayon de l'entaille. Pour $x = 0$ le gradient de contraintes χ est maximum. Le tableau 1.1 démontre que le produit $\chi \times r$ dépend du

type de sollicitation et un peu de la géométrie, par exemple du diamètre D pour un échantillon cylindrique (Klesnil & Lukas, 1980).

Tableau 1.1 : Expressions du gradient de contrainte

En traction	$\chi = \frac{2}{r}$
En flexion	$\chi = \frac{2}{D} + \frac{2}{r}$
En torsion	$\chi = \frac{2}{D} + \frac{1}{r}$

1.2 Résistance en fatigue des pièces entaillées

1.2.1. Coefficient de réduction de la résistance en fatigue k_f (fatigue notch factor)

Le coefficient de réduction de la résistance en fatigue est défini comme le rapport entre la limite d'endurance d'un échantillon lisse et celle d'un échantillon entaillé (Yao, Xia, & Gu, 1995).

$$k_f = \frac{\sigma_D}{\sigma_D^E} \quad \text{Équation 1.8}$$

Les deux résistances en fatigue sont considérées pour une même vie et pour le même rapport de contrainte R . L'expérience montre que le coefficient de réduction de résistance k_f est moins élevé que k_t notamment pour les entailles sévères et pour les matériaux à faible résistance (Schijve, 1980).

La figure 1.5 montre l'effet d'entaille obtenu sur la courbe S-N d'un alliage 2024-T4 avec une éprouvette présentant un rayon en fond d'entaille de 0,25 mm et soumise à la flexion rotative. La courbe en pointillés longs représente la diminution de la résistance en fatigue d'une éprouvette entaillée, basée sur le facteur k_t . La courbe en pointillés courts représente la vraie réduction de la résistance en fatigue qui définit le facteur k_f .

Pour des durées de vie jusqu'à 10^5 , l'écart entre les deux facteurs est plus important que pour des durées de vies supérieures à 10^6 .

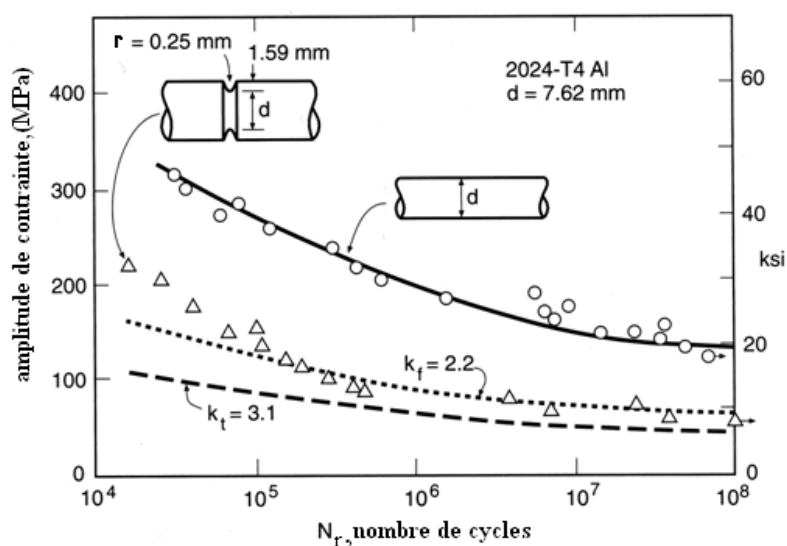


Figure 1.5 : Effet d'entaille sur le comportement en fatigue en flexion rotative (Dowling, 2007)

La valeur du facteur k_f dépend de plusieurs paramètres:

- les propriétés mécaniques du matériau;
- le type de chargement;
- la grandeur et la géométrie de la pièce;
- la durée de vie de la pièce (en nombre de cycles);
- la présence de défauts.

La sensibilité à l'effet d'entaille est définie à l'aide du facteur q donné par l'équation suivante :

$$q = \frac{k_f - 1}{k_t - 1} \quad \text{Équation 1.9}$$

La valeur du facteur q varie entre 0 et 1. S'il n'y a pas de sensibilité à l'effet d'entaille, sa valeur est 0 et $k_f = 1$. Si $q=1$, alors $k_f = k_t$. Les matériaux ductiles sont en général des métaux peu sensibles à l'effet d'entaille. Une déformation plastique en fond d'entaille permet de diminuer l'amplitude de contrainte locale. Les matériaux plus durs ne permettent pas cette plasticité en

fond d'entaille. Selon (Schijve, 1980), la sensibilité à l'effet d'entaille dépend aussi du gradient de contrainte en fond d'entaille.

1.2.2. Influence de la sévérité d'entaille

Pour un matériau donné, l'écart entre k_f et k_t est d'autant plus grand que l'entaille est sévère. La figure 1.6 montre l'évolution des facteurs k_f et k_t en fonction du rayon en fond d'entaille, avec une éprouvette soumise à la flexion rotative, faite d'acier au carbone AISI 1045 avec une résistance à la traction de 400 MPa. En modifiant le rayon, on change le degré de sévérité d'entaille. Plus le rayon est petit, plus l'entaille est sévère.

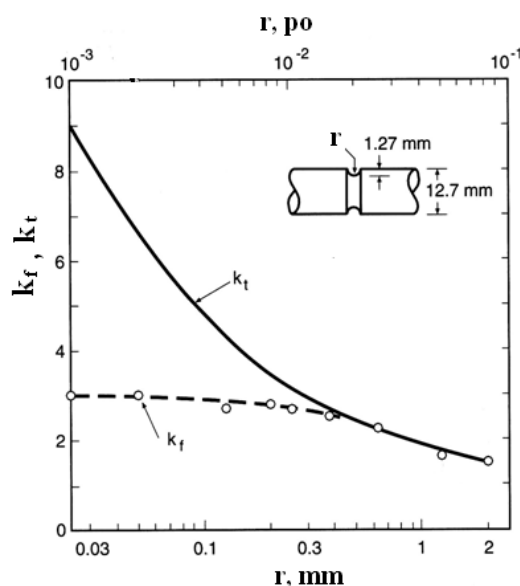


Figure 1.6 : Coefficient effectif de concentration de contraintes k_f en fonction du rayon en fond de l'entaille (Dowling 2007)

On remarque que pour des entailles moins sévères présentant un rayon en fond d'entaille de 0,3 mm et plus le facteur k_f se rapproche du facteur k_t , tandis que pour des entailles sévères, la différence entre k_t et k_f est beaucoup plus importante.

Pour une profondeur d'entaille donnée, mais pour des rayons de courbure décroissants, le volume de matériau sollicité, et donc la probabilité d'avoir un site d'amorçage favorable diminue. Ceci

donne une explication pour l'augmentation de l'écart entre k_f et k_t avec une croissance de la sévérité d'entaille.

On utilise aussi le rapport k_f/k_t (nommé coefficient d'adaptation) pour représenter l'influence de la sévérité d'entaille.

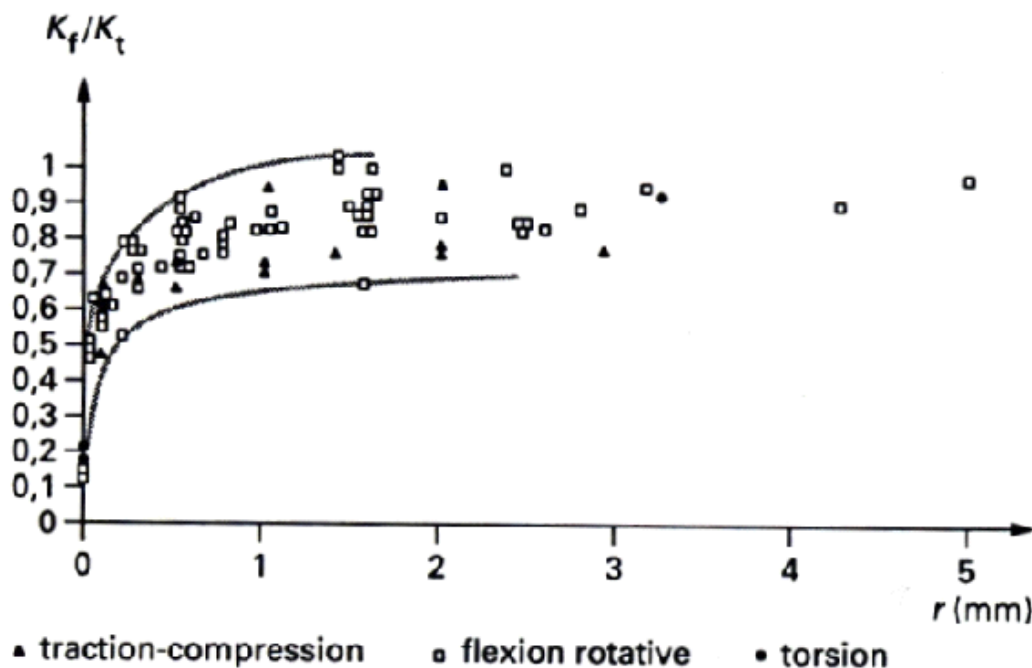


Figure 1.7 : Variation du rapport k_f/k_t en fonction du rayon r en fond d'entaille (Lieurade & Lu)

La figure 1.7 montre l'évolution du coefficient d'adaptation en fonction du rayon en fond d'entaille, pour des aciers ayant une résistance à la traction comprise entre 400 et 700 MPa (Lieurade & Lu). On remarque aussi la dispersion des résultats pour des valeurs comprises entre 0,6 et 1. Pour un rayon de 2 mm en fond d'entaille, le coefficient d'adaptation peut être compris entre 0,7 et 1.

La figure 1.8 montre la variation de l'indice de sensibilité à l'effet d'entaille q en fonction du rayon en fond d'entaille pour des aciers ayant une résistance à la traction comprise entre 400 MPa et 700 MPa. La figure 1.8 utilise les mêmes données que celles présentées dans la figure 1.7.

Le phénomène de dispersion observé à la figure 1.7 est encore plus accentué ici. Par exemple, pour un rayon de 2 mm la valeur de l'indice q peut varier entre 0,25 et 1. La dispersion des résultats provient probablement en bonne partie d'un effet du matériau.

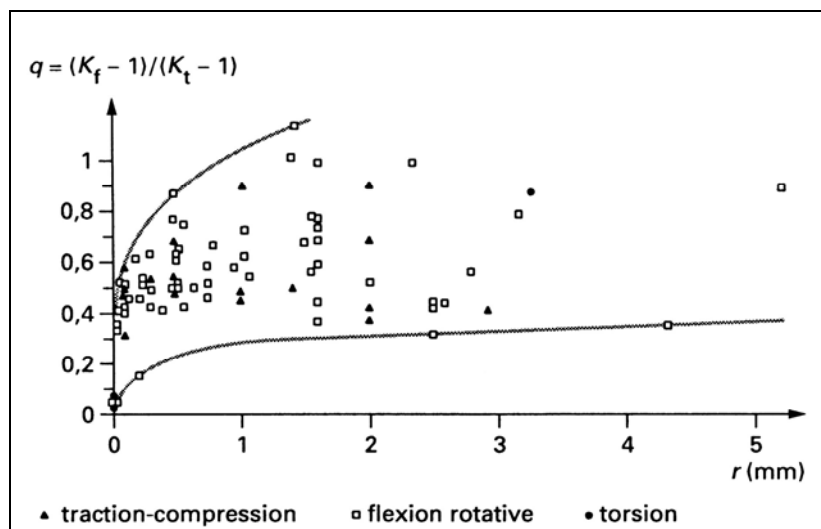


Figure 1.8 :Variation de l'indice de sensibilité à l'effet d'entaille pour des aciers de résistance comprise entre 400 et 700 MPa (Lieurade & Lu).

1.2.3. Effet d'échelle

Dès les années 1930, on avait remarqué que, pour la même géométrie d'entaille (même coefficient k_t), les pièces massives avec un rayon plus grand possédaient une limite de fatigue plus basse que les échantillons plus petits (Schijve, 2001). La résistance en fatigue des éprouvettes entaillées présentant une géométrie semblable, dépend de leur grandeur. La figure 1.9 montre la variation du coefficient k_f en fonction du rayon en fond d'entaille pour des éprouvettes d'acier doux ayant différentes valeurs de k_t (Heywood, 1962). On remarque que, pour une même valeur du facteur k_t le rapport entre les deux facteurs augmente quand le rayon d'entaille décroît. Quand le rayon tend vers zéro la limite d'endurance en fatigue s'approche de celle d'une éprouvette avec bord lisse.

Plus la valeur du facteur k_t augmente, plus le rapport entre les deux facteurs augmente pour des petits rayons (Heywood, 1962).

Les résultats montrent que l'effet d'échelle est plus important dans le cas d'une sollicitation en flexion rotative qu'en sollicitation axiale. L'effet d'échelle est dû au gradient de contrainte introduit par l'entaille (Lieurade & Lu, 1998). L'écart entre les deux facteurs croît avec l'augmentation du gradient de contrainte due à la diminution de la taille de la pièce, où à cause de la diminution du rayon en fond d'entaille.

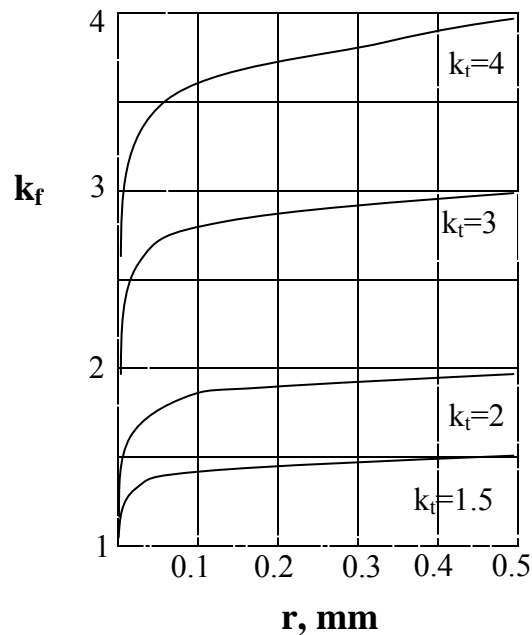


Figure 1.9 : Variation du coefficient k_f en fonction du rayon en fond d'entaille pour les mêmes valeurs du coefficient k_t (Heywood, 1962)

Plus le gradient de contrainte est abrupt, plus le volume de matériau sollicité diminue et la chance d'y trouver un défaut diminue. Mais l'explication la plus retenue dans la littérature est basée sur le concept de distance critique. Ce concept sera présenté plus loin à la partie 1.3.1.

1.2.4. Effet du matériau

La figure 1.10 montre la relation entre la résistance maximale des aciers et la limite d'endurance des pièces entaillées. La plage hachurée correspond à la dispersion des résultats pour $k_t = 1$ (Lu et Lieurade 1998). Pour un acier ayant une résistance donnée la limite d'endurance diminue avec une augmentation de la sévérité d'entaille. Plus la résistance est élevée plus l'acier va être

sensible à l'effet d'entaille. On remarque aussi que pour des valeurs élevées de k_t la résistance des aciers a moins d'influence sur l'endurance.

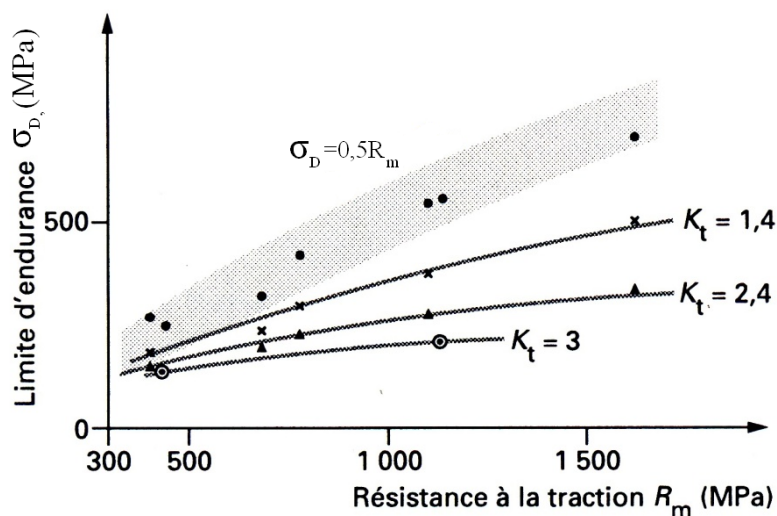


Figure 1.10 : Influence de la résistance mécanique des aciers sur l'endurance de pièces entaillées (Lieurade & Lu)

La figure 1.11 présente la variation du coefficient d'adaptation en fonction de R_m pour différentes valeurs de k_t .

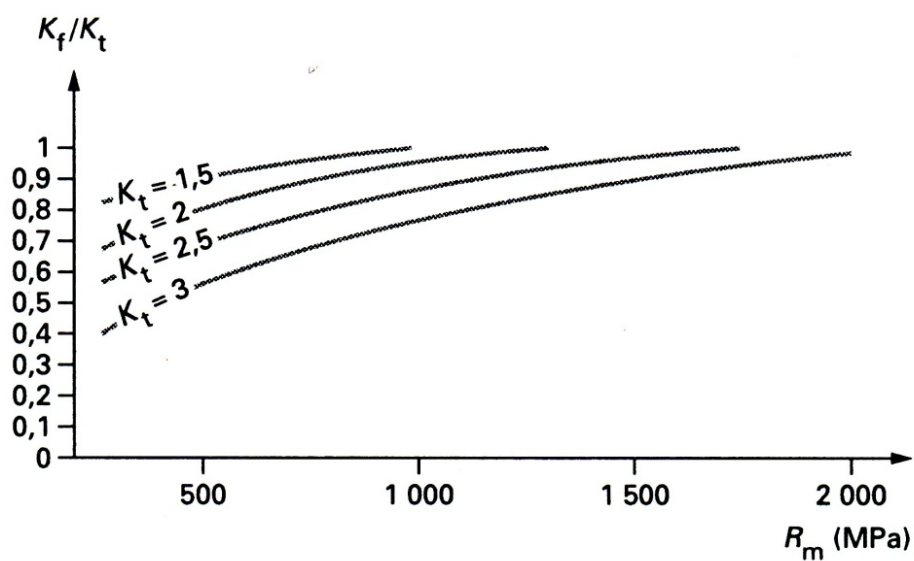


Figure 1.11 : Variation du rapport k_f/k_t en fonction de R_m pour différents k_t . (Lu et Lieurade, 1998)

Pour des valeurs élevées de résistance à la traction, l'écart entre k_f et k_t est plus prononcé pour les aciers à basse résistance, tandis que les deux facteurs tendent à se rapprocher pour des aciers à haute résistance.

1.2.5. Effet de la durée de vie

Une courbe S-N représente la relation entre l'amplitude de contrainte imposée à une pièce en fonction du nombre de cycles à la rupture. Ces courbes peuvent être obtenues expérimentalement ou, être déduites empiriquement des caractéristiques mécaniques des matériaux.

(Stephens & Fuchs, 2001) donnent l'exemple d'une éprouvette d'acier 1020, large de 80 mm présentant un trou de 10 mm en plein centre. La figure 1.12 montre les courbes S-N d'une éprouvette entaillée et d'une éprouvette avec bord lisse. La courbe S-N de l'éprouvette sans entaille a été obtenue à l'aide de deux points : la résistance à la traction de 448 MPa et la limite d'endurance à un million de cycles de 205 MPa. La présence d'une entaille a un effet de réduction de la limite d'endurance à un million de cycles (85 MPa). La résistance en fatigue à un million de cycles diminue pour cette géométrie d'un facteur $k_f = 2,4$ (Stephens & Fuchs, 2001). L'analyse du graphique nous permet de remarquer que la diminution de résistance en fatigue est de moins en moins importante quand la durée de vie diminue. Par exemple, pour une durée de vie de 10^4 cycles, le facteur k_f vaut 1,75 et, pour une durée de vie d'un cycle, k_f vaut 1.

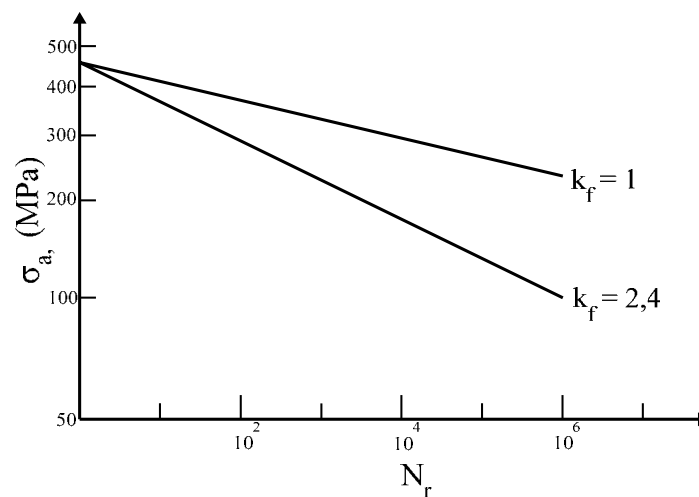


Figure 1.12 : Courbes S-N pour une éprouvette lisse et une éprouvette entaillée (Stephens & Fuchs, 2001)

La figure 1.13 montre des données rapportées par Dowling (Dowling, 2007). Pour des durées de vie inférieures à 10^4 cycles le facteur k_f tend vers l'unité tandis que pour des durées de vie de un million de cycles le facteur k_f approche la valeur de k_t .

Dowling introduit le facteur k'_f qui varie en fonction de la durée de vie. La figure 1.13 montre la variation du facteur k_f en fonction de la durée de vie.

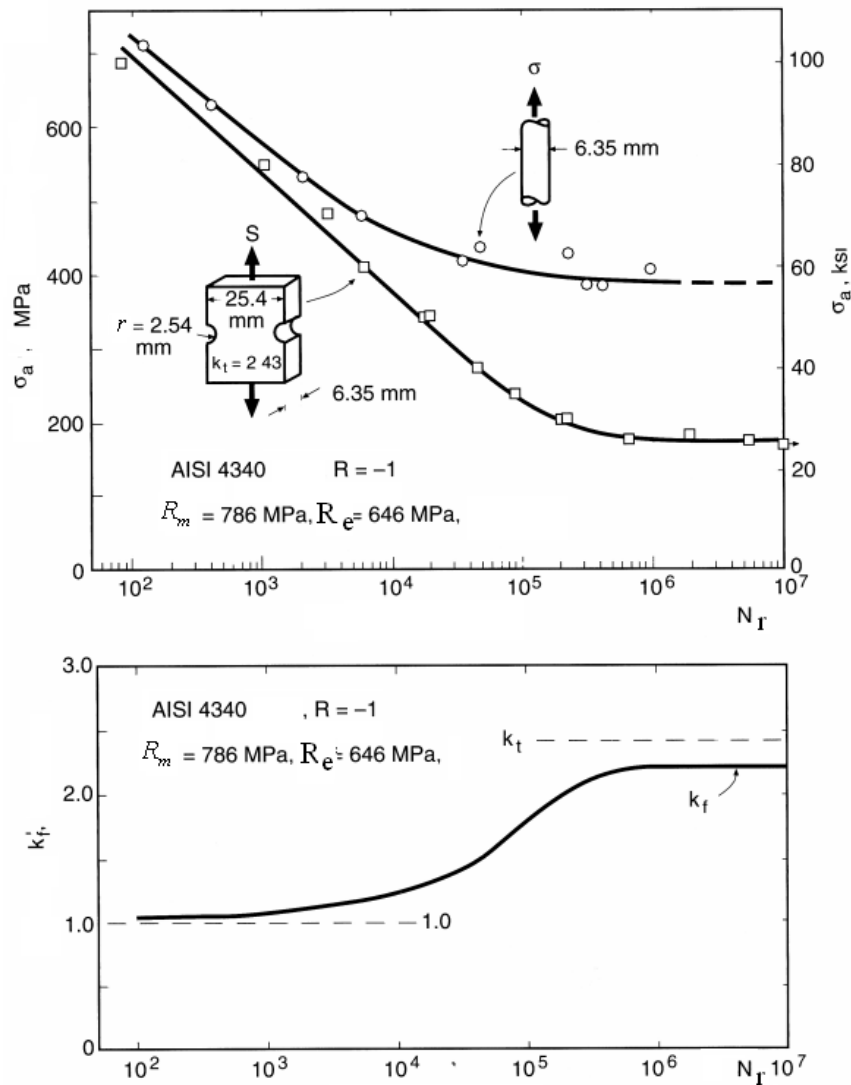


Figure 1.13 : Variation du facteur k_f avec la durée de vie (Dowling, 2007)

Une explication viendrait du fait que la plasticité locale en fond d'entaille aux faibles durées de vie réduirai le facteur de concentration de contrainte effectif (Dowling, 2007).

$$k_{t,\text{eff}} = \frac{R_e}{\sigma_a} \leq k_{t,\text{théorique}}$$

Équation 1.10

1.2.6. Effet de la contrainte moyenne

En général les facteurs q et k_f sont donnés pour un chargement alterné où la contrainte maximale est égale à la contrainte minimale ($R = -1$). Pour une valeur de $R = -1$, la contrainte moyenne est égale à zéro. La figure 1.14 présente des courbes S-N d'un acier A517 obtenues avec des éprouvettes avec bord lisse en chargement axial pour différentes valeurs de R (Dowling, 2007). On remarque qu'en termes de contrainte maximale la limite d'endurance est plus élevée dans le cas d'un chargement répété ($R = 0$) que dans le cas d'un chargement alterné ($R = -1$).

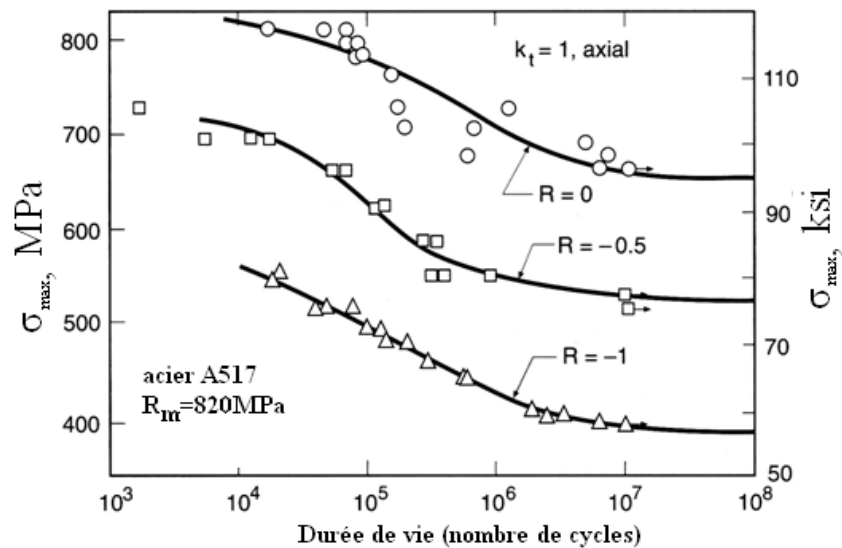


Figure 1.14 : Courbes S-N à différents rapports R (Dowling, 2007)

Une autre méthode pour mettre en évidence l'effet de la contrainte moyenne est présentée à la figure 1.15 où l'amplitude de contrainte est tracée en fonction de la contrainte moyenne pour des valeurs constantes de durées de vie (Dowling, 2007). Les courbes S-N ont été obtenues avec des éprouvettes à bords lisses, en aluminium 7075-T6, sollicitées en chargement axial. Pour des valeurs croissantes de la contrainte moyenne, l'amplitude de la contrainte baisse pour une durée

de vie constante. L'effet est plus important pour les faibles durées de vie que pour les longues durées de vie. L'amplitude de contrainte a une influence plus importante sur la résistance en fatigue que la contrainte moyenne (Schijve, 2001). L'explication est que, pour des valeurs croissantes de la contrainte moyenne, la valeur de la contrainte de compression diminue.

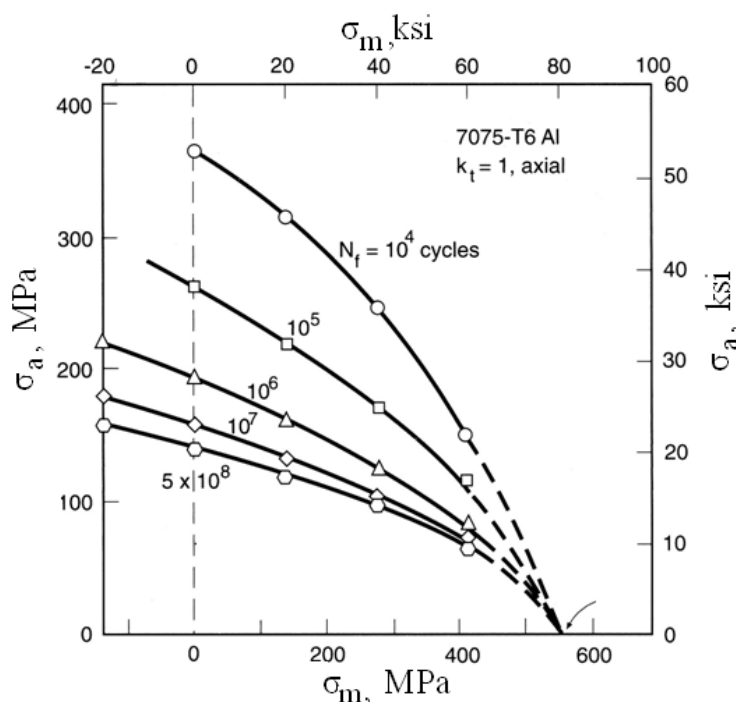


Figure 1.15 : Amplitude de contrainte en fonction de la contrainte moyenne pour des durées de vie constantes (Dowling, 2007)

Une fissure en fatigue est fermée sous une contrainte appliquée de compression et donc moins dommageable. L'ouverture de la fissure est nécessaire pour sa propagation. Dans la présence d'une contrainte moyenne négative une contrainte alternée plus élevée est nécessaire pour ouvrir le fond fissure et faciliter la propagation (Schijve, 2001).

La figure 1.16 (diagramme de Smith) montre la variation des contraintes maximale et minimale en fonction de la contrainte moyenne pour une durée de vie constante. On remarque que pour une même durée de vie, l'amplitude de contrainte diminue quand la contrainte moyenne augmente.

Schutz a étudié la sensibilité de différents matériaux à l'effet du rapport R , notamment pour deux valeurs (0 et -1). La figure 1.17 montre le coefficient M de Schutz. La figure 1.18 montre la

valeur de M en fonction du matériau et de sa résistance à la traction (Schijve, 2001). Plus un matériau présente une résistance à la rupture élevée, plus il est sensible à l'effet du rapport R .

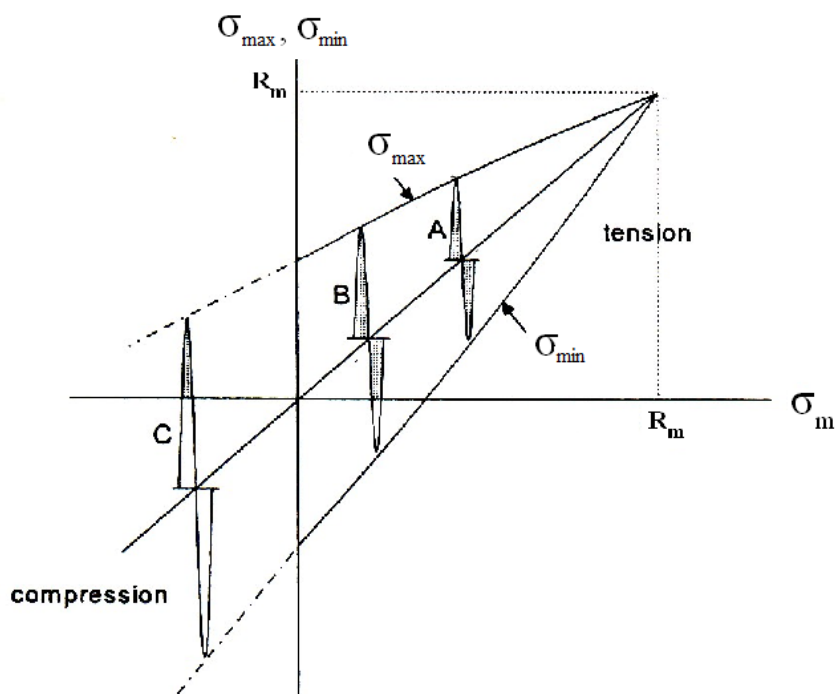


Figure 1.16 : Diagramme de Smith (contrainte maximale et minimale en fonction de la contrainte moyenne) (Schijve, 2001)

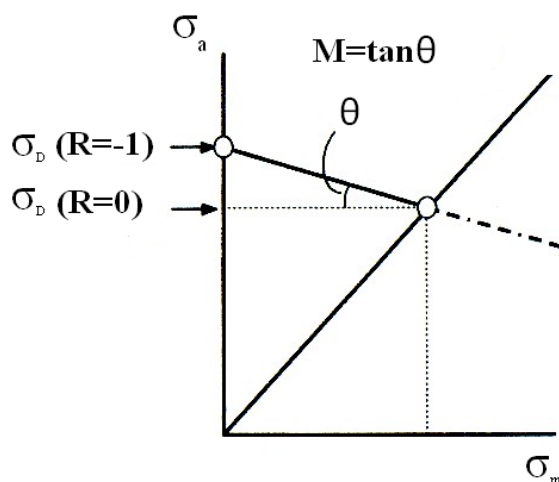


Figure 1.17 : Présentation graphique du coefficient de sensibilité à l'effet du rapport R (Schijve, 2001)

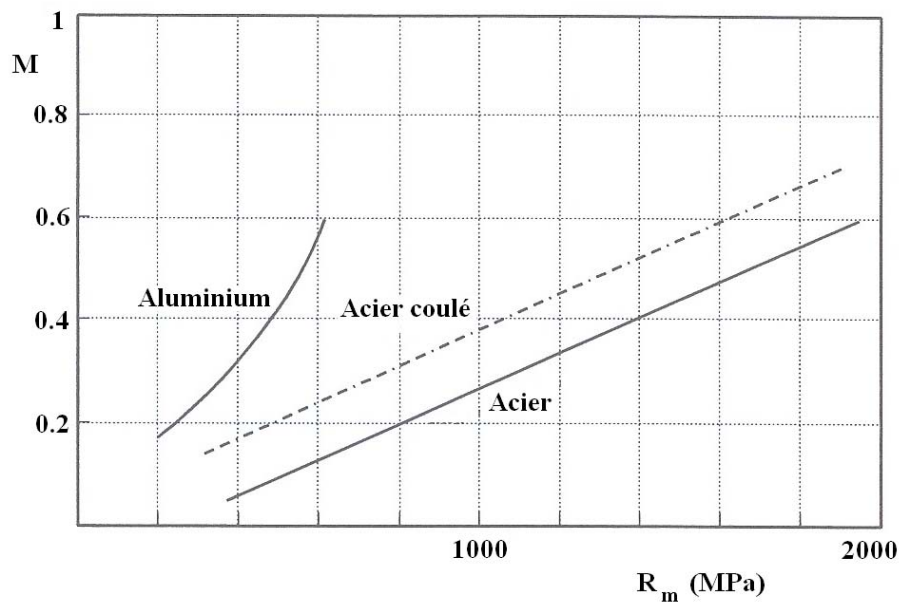


Figure 1.18 : Évolution du facteur M en fonction de la résistance à la traction pour différents matériaux

La figure 1.19 montre les trois relations empiriques entre l'amplitude de contrainte et la contrainte moyenne pour la même durée de vie.

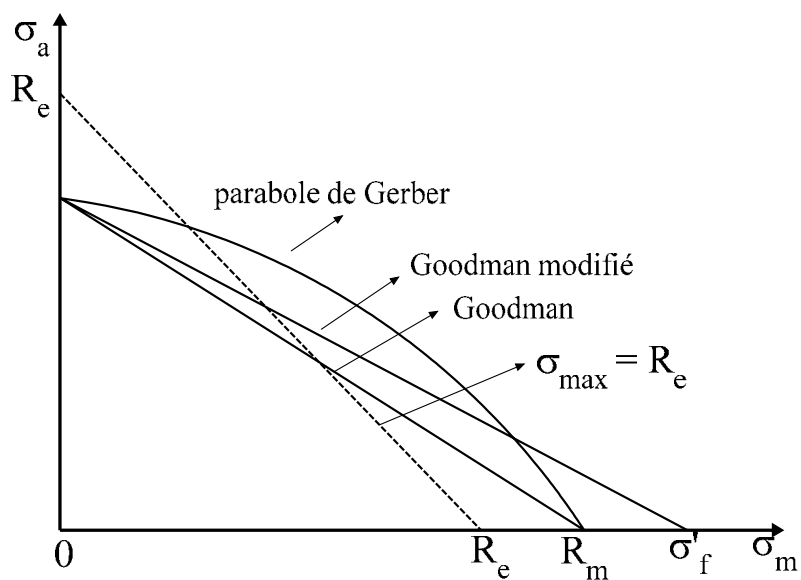


Figure 1.19 : Représentation graphique de trois relations empiriques pour l'amplitude de contrainte en fonction de la contrainte moyenne

L'approximation donnée par la ligne droite basée sur la résistance à la traction R_m est connue sous le nom de "relation de Goodman". Selon les données expérimentales la relation de Goodman est conservatrice surtout pour les matériaux ductiles (Dowling, 2007). Elle est donnée par l'équation suivante :

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{ar}} + \frac{\sigma_m}{R_m} = 1 \quad \text{Équation 1.11}$$

Où σ_{ar} est l'amplitude de contrainte à $R = -1$. Morrow a proposé une modification de la relation de Goodman, en remplaçant la résistance à la traction avec le coefficient de résistance en fatigue σ'_f (Dowling, 2007). L'équation 1.12 donne la relation de Goodman modifiée.

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{ar}} + \frac{\sigma_m}{\sigma'_f} = 1 \quad \text{Équation 1.12}$$

La parabole de Gerber est donnée par l'équation 1.13 :

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{ar}} + \left(\frac{\sigma_m}{R_m} \right)^2 = 1 \quad \text{pour } \sigma_m \geq 0 \quad \text{Équation 1.13}$$

La parabole de Gerber donne une bonne approximation pour les aciers ductiles et pour des longues durées de vie (Schijve, 2001). Cependant elle ne s'applique que juste pour une contrainte moyenne positive (Schijve, 2001). De plus, il est d'usage lors de la conception des pièces de prévenir toute déformation plastique monotone. A cette fin, l'état de contrainte doit rester à l'intérieur de la diagonale dessinée en pointillés à la figure 1.19.

L'effet de la contrainte moyenne est plus important dans les cas des pièces entaillées que dans le cas des éprouvettes à bord lisse. La figure 1.20 présente l'effet de la contrainte moyenne sur des éprouvettes faites d'alliage d'aluminium 7075 T6.

La figure 1.21 présente le diagramme de Haigh pour des éprouvettes à bord lisse et pour des éprouvettes entaillées ayant un facteur $k_f=2.9$. Le matériau est toujours un alliage 7075-T6 et la durée de vie est d'un million de cycles. On remarque la pente constante de l'éprouvette avec bord lisse par rapport à celle de l'éprouvette entaillée qui augmente à des valeurs négatives de la contrainte moyenne.

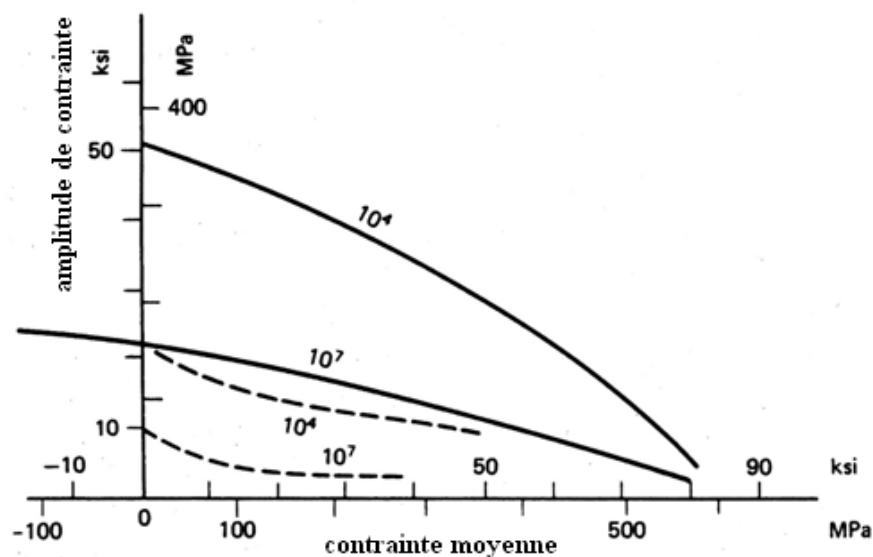


Figure 1.20 : Amplitudes de contrainte en fonction de la contrainte moyenne à durée de vie constante pour des éprouvettes entaillées (pointillés) et à bord lisse (traits pleins) (Stephens & Fuchs, 2001)

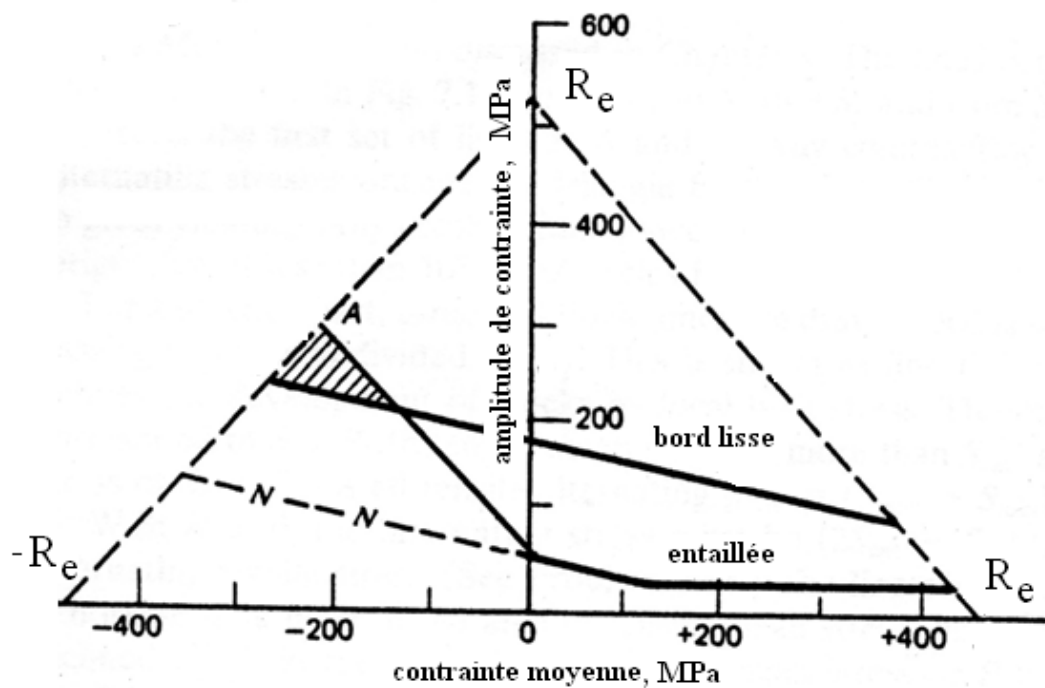


Figure 1.21 : Diagramme de Haigh à une durée de vie de un million de cycles (échantillon entaillé et échantillon à bord lisse) (Stephens & Fuchs, 2001)

1.3 Prédiction de l'effet d'entaille

1.3.1. Prédiction empirique du facteur k_f

Peterson a proposé la relation suivante pour déterminer le facteur de sensibilité à l'effet d'entaille :

$$q = \frac{k_f - 1}{k_t - 1} = \frac{1}{1 + \frac{\phi}{r}} \quad \text{Équation 1.14}$$

où ϕ est une constante du matériau ayant une unité de longueur et r est le rayon en fond d'entaille (Dowling, 2007). Des valeurs typiques pour le facteur ϕ sont :

La figure 1.22 présente pour les trois catégories de matériaux des valeurs de ϕ et les variations correspondantes du facteur q en fonction du rayon en fond d'entaille. On remarque une décroissance rapide du facteur q avec une augmentation de la sévérité d'entaille. Le facteur ϕ a été corrélé avec la résistance à la traction pour des aciers ayant une résistance comprise entre 345 MPa et 2070 MPa.

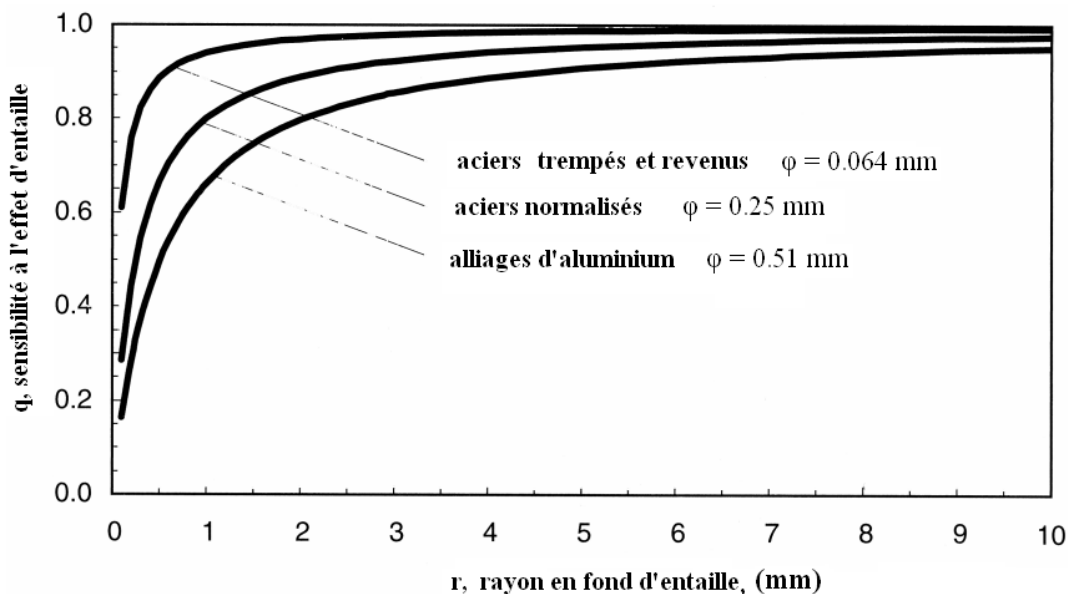


Figure 1.22 : Évolution du facteur q en fonction du rayon en fond d'entaille pour différentes valeurs du coefficient ϕ (Drouin, 1986)

Peterson a proposé une formule empirique, pour les aciers, afin de déterminer la valeur du coefficient ϕ .

$$\log \phi = 2,654 \times 10^{-7} R_m^2 - 1,309 \times 10^{-3} R_m + 0,01103 \quad \text{Équation 1.15}$$

L'équation 1.15 s'applique en sollicitations axiales et en flexion et elle est représentée à la figure 1.23. La valeur du coefficient ϕ diminue avec une augmentation de la résistance à la traction. Pour le cas d'un chargement en torsion la valeur de ϕ est obtenue en multipliant les valeurs de l'équation 1.15 par un facteur de 0,6.

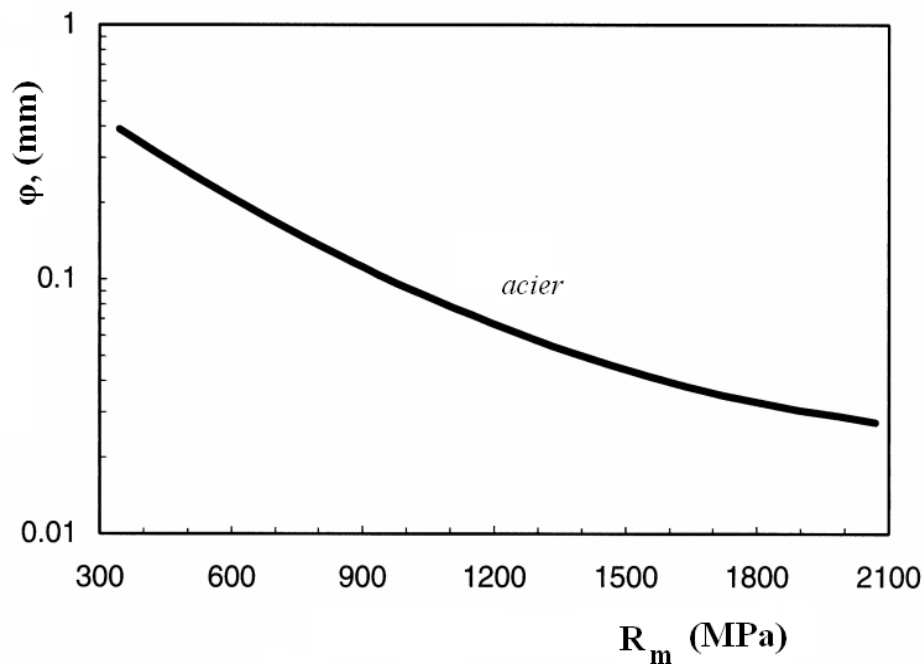


Figure 1.23 : Constante ϕ pour les aciers en fonction de la résistance à la traction (Dowling, 2007)

Une autre équation empirique a été proposée par Neuber pour déterminer la valeur du facteur de sensibilité à l'effet d'entaille (Dowling, 2007).

$$q = \frac{1}{1 + \sqrt{\frac{\beta}{r}}} \quad \text{Équation 1.16}$$

Soit :

$$k_f = 1 + \frac{k_t - 1}{1 + \sqrt{\frac{\beta}{r}}} \quad \text{Équation 1.17}$$

où β est une constante du matériau. Neuber a proposé deux formules empiriques pour déterminer la valeur de β en fonction de la résistance à la traction.

1) pour les aciers ayant une résistance comprise entre 345 et 1725 MPa :

$$\log \beta = -1,079 \times 10^{-9} R_m^3 + 2,740 \times 10^{-6} R_m^2 - 3,740 \times 10^{-3} R_m + 0,64 \quad \text{Équation 1.18}$$

2) pour les alliages d'aluminium :

$$\log \beta = -9,402 \times 10^{-9} R_m^3 + 1,422 \times 10^{-5} R_m^2 - 8,249 \times 10^{-3} R_m + 1,451 \quad \text{Équation 1.19}$$

Les équations 1.18 et 1.19 sont représentées par les deux courbes dans la figure 1.24 (Dowling, 2007).

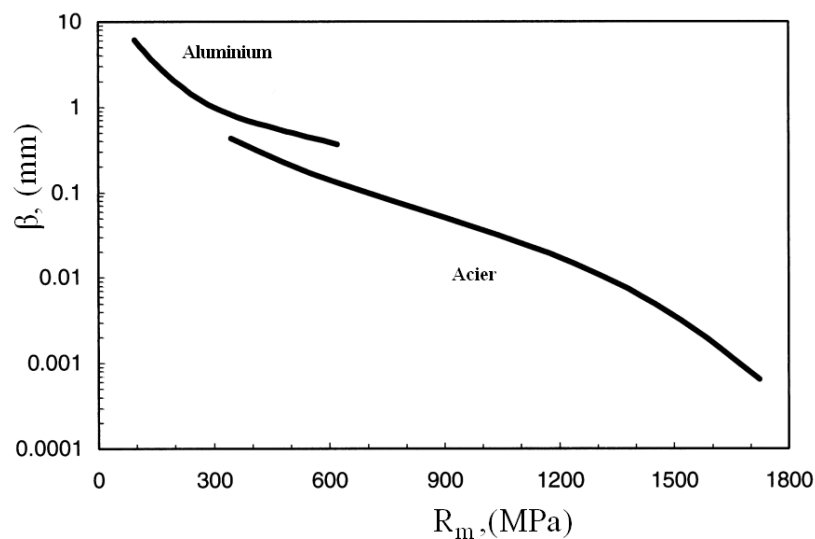


Figure 1.24 : Constante β en fonction de la résistance à la traction

Kuhn et Hardrath ont suggéré une autre équation empirique pour la constante du matériau β en fonction de la résistance à la traction (Ciavarella & Meneghetti, 2004):

$$\log \frac{\beta}{1000} = -\frac{R_m - 134}{586} \quad \text{Équation 1.20}$$

L'équation 1.20 est valable pour des aciers ayant une résistance inférieure à 1520 MPa.

Heywood a proposé une formule pour le coefficient d'adaptation :

$$\frac{k_f}{k_t} = \frac{1}{1 + 2\sqrt{\frac{c_H}{r}}} \quad \text{Équation 1.21}$$

où c_H est une constante qui dépend de la géométrie de la pièce et de la résistance à la traction du matériau.

$$c_H = \left(\frac{c}{R_m} \right)^2 \quad \text{Équation 1.22}$$

où c est égal à 3, 4 ou 5 pour différentes éprouvettes cylindriques qui présentent des trous ou des entailles (Ciavarella & Meneghetti, 2004). Pour améliorer le comportement asymptotique quand k_t tend vers 1, Heywood a réécrit l'équation 1.21 sous la forme :

$$k_f = \frac{k_t}{1 + 2\left(\frac{k_t - 1}{k_t}\right)\sqrt{\frac{c_H}{r}}} \quad \text{Équation 1.23}$$

La figure 1.25 montre une comparaison entre les deux constantes, ϕ de Peterson et β de Neuber.

Prenant en considération la forme différente des équations 1.17 et 1.14, on définit la constante de Neuber équivalente par l'équation 1.24 et on la calcule pour deux rayons arbitraires (Ciavarella & Meneghetti, 2004).

$$\beta_{ech} = \sqrt{\beta \times r} \quad \text{Équation 1.24}$$

Les formules présentées dans cette partie ont fait l'objet de plusieurs critiques parce qu'elles utilisent la résistance à la traction et ne considèrent pas les principes de la mécanique de la rupture (Ciavarella & Meneghetti, 2004).

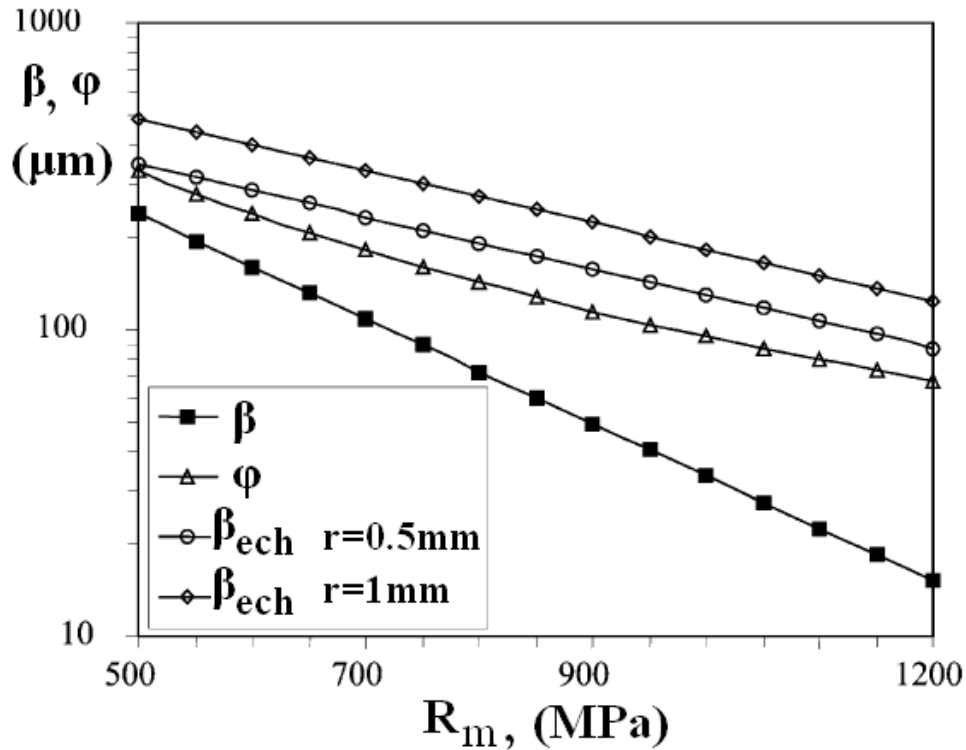


Figure 1.25 : Comparaison entre la constante β de Neuber, et la constante ϕ de Peterson

1.3.2 Approche par la distance critique

Selon cette approche, le comportement en fatigue d'une pièce entaillée n'est pas contrôlé par le niveau de contrainte maximale en surface. La limite d'endurance d'une éprouvette avec bord lisse doit être dépassée dans un certain élément de volume (volume critique) avant qu'une fissure de fatigue ne s'amorce (Taylor & Wang, 2000). Le concept n'est pas nouveau. Il avait été développé par Peterson, Neuber, Sieble et d'autres chercheurs.

La dimension du volume critique dépend du type de matériau et peut être très différente d'un matériau à l'autre. Le niveau de contrainte dans le volume critique est calculé en un point (Peterson), ou en moyenne sur une ligne (Neuber) ou dans une surface (Susmel, 2008).

La figure 1.26 illustre l'approche de la distance critique où le niveau de la contrainte moyenne est calculé à une distance égale à $L/2$ ou, par une intégration sur une ligne de longueur critique $2L$.

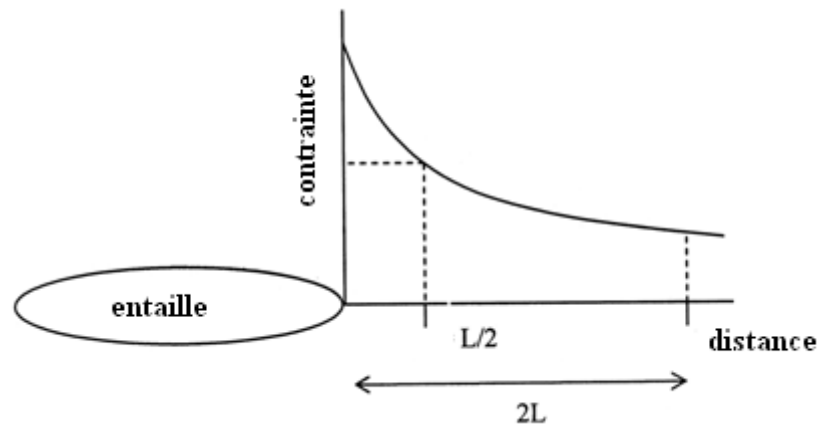


Figure 1.26 : Représentation graphique de la théorie de la distance critique (Taylor, 2008)

Un développement important est amené par Murakami en 1983 qui a calculé les distances critiques en les considérant pour le cas particulier d'une fissure. La valeur de L (figure 1.26) est donnée par l'équation 1.25 (Taylor & Hoey, 2009).

$$L = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_s}{\Delta \sigma_D} \right)^2 \quad \text{Équation 1.25}$$

où ΔK_s est le seuil de propagation des fissures longues et $\Delta \sigma_D$ est la variation totale de contrainte à l'endurance. L'équation s'applique juste dans le cas d'une fissure mais les expériences ont démontrées que la prédiction est valable dans le cas des pièces entaillées de différentes sévérités (Taylor, 2008).

La figure 1.27 montre des résultats expérimentaux de Taylor qui appuient le concept de distance critique. Les résultats ont été obtenus avec une éprouvette cylindrique faite en acier au carbone (0,15% C) et sollicitée en traction-compression ($R = -1$), avec une entaille en U de 5,08 mm de profondeur. Le niveau de contrainte est calculé avec la méthode du point. On remarque que pour des rayons en fond d'entaille en dessous de 1 mm, la limite d'endurance est constante. Une éprouvette qui présente une entaille avec un rayon de 1 mm a la même résistance qu'une éprouvette qui présente une fissure de la même profondeur que l'entaille (Taylor & Wang, 2000).

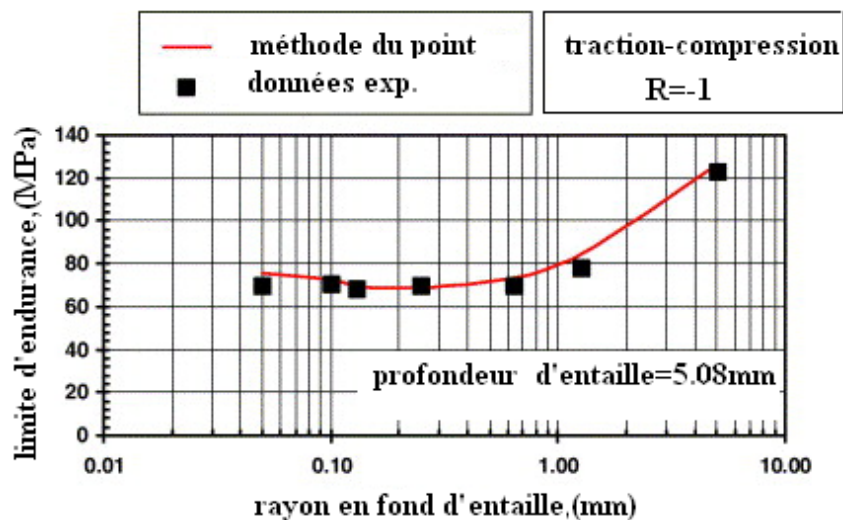


Figure 1.27. Effet du rayon en fond d'entaille sur la limite d'endurance (Taylor & Wang, 2000)

La figure 1.28 montre les prédictions des différentes méthodes de distance critique avec des données expérimentales obtenues sur des éprouvettes faites d'acier SAE1045 ayant des trous circulaires de différentes dimensions. On remarque que la méthode de la surface donne la meilleure approximation.

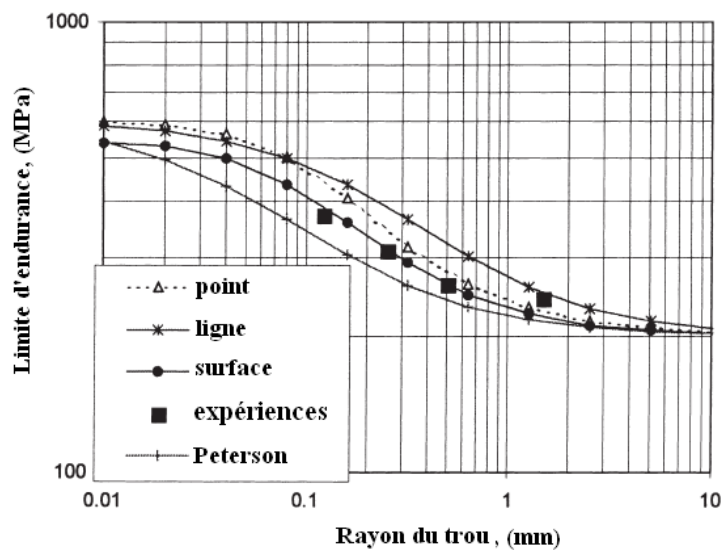


Figure 1.28. Comparaison des différentes méthodes de calcul avec les données expérimentales (Taylor, 1999)

1.3.3 Prédiction de la courbe S-N complète (Juvinal, Shigley)

Juvinal et Shigley ont proposé une méthode pour déterminer les courbes S-N d'une pièce entaillée, en estimant d'abord la courbe S-N d'un échantillon bord lisse du matériau, puis en appliquant un facteur de réduction de la résistance en fatigue. Ils divisent la courbe S-N en trois domaines : de 1 à 1000 cycles, de 1000 cycles à N_e cycles et de N_e cycles à l'infini. La valeur de N_e est le nombre de cycles à la limite d'endurance. Il est de un million de cycles selon la méthode de Shigley, et il varie avec le matériau selon la méthode de Juvinal (Shigley, Mischke, & Budynas, 2004). La limite d'endurance d'une pièce est une fraction m de la résistance à la traction R_m , avec :

$$m = m_e \times m_t \times m_d \times m_s \quad \text{Équation 1.26}$$

Où m_e est le rapport entre la limite d'endurance sur bord lisse et la résistance à la traction, m_t est un facteur de correction pour le type de chargement, m_d est un facteur de correction pour l'effet d'échelle et, m_s un facteur de correction pour le fini de surface.

Selon l'approche de Juvinal, le facteur m_e est égal à 0,5 pour les aciers et 0,4 pour les fontes. Shigley considère une valeur de 0,504 pour les aciers ayant une résistance à la traction moindre de 1460MPa. Pour les aciers présentant une résistance à la traction élevée, la limite d'endurance sur bord lisse atteint un plafond à 700 MPa. Le facteur m_t est égal à 1 pour les cas de chargement en traction et en flexion, et il vaut 0,58 pour un chargement en torsion. Le facteur m_d varie entre 0,7 et 1 selon le type de chargement et le diamètre de la pièce.

La figure 1.29 représente l'effet de la qualité de la surface et de la résistance à la traction du matériau sur la valeur du facteur m_s selon Juvinal (Dowling, 1993). Selon Shigley le même facteur est obtenu à l'aide des équations empiriques suivantes:

$$\text{pour des surfaces polies} \quad m_s = 1$$

$$\text{pour des surfaces rectifiées} \quad m_s = 1,58R_m^{-0.085} \quad \text{Équation 1.27}$$

$$\text{pour des surfaces usinées} \quad m_s = 4,15R_m^{-0.265} \quad \text{Équation 1.28}$$

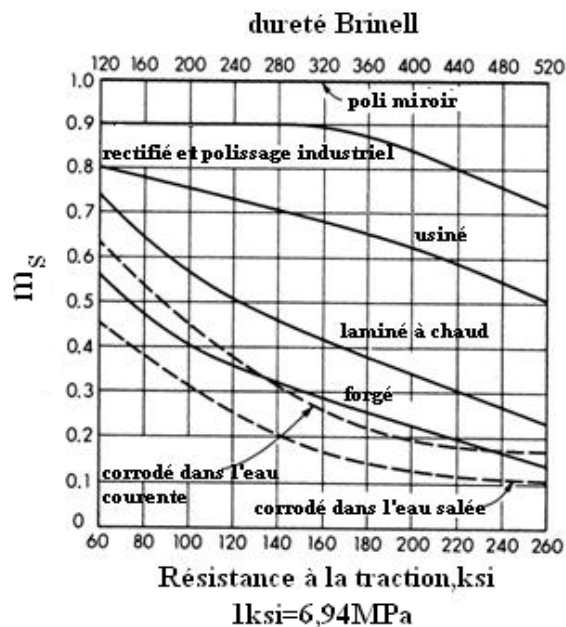


Figure 1.29 : Facteur m_s en fonction de la résistance et de la qualité de la surface (Dowling, 1993)

La figure 1.30 présente la prédiction des courbes S-N pour des pièces à bord lisse et des pièces entaillées sollicitées à $R = -1$.

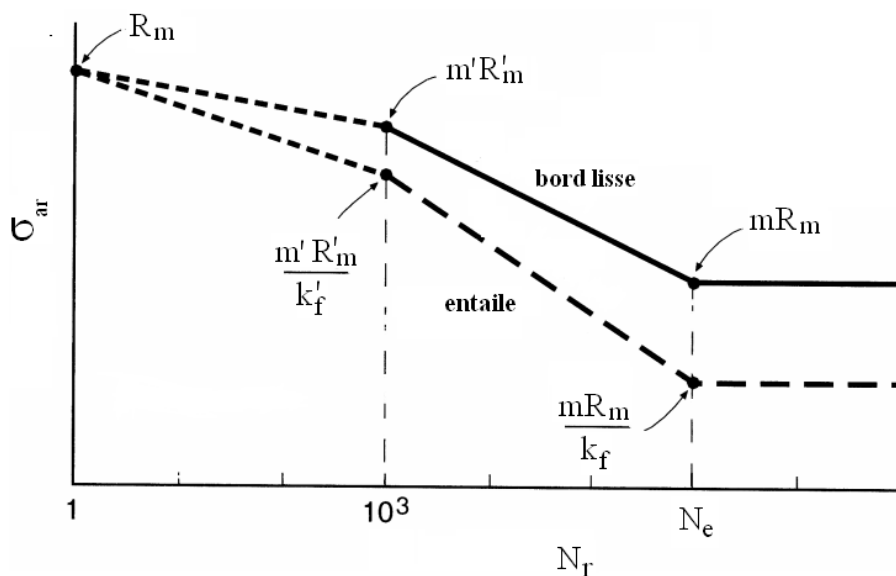


Figure 1.30 : Estimations des courbes S-N (échelle log-log) pièces à bord lisse et entaillées selon Juvinall et Shigley (Dowling, 2007)

Le facteur de réduction de la résistance en fatigue est calculé à l'aide des formules de Peterson ou Neuber. Pour des sollicitations de flexion et de traction R'_m est égal à la résistance à la traction, mais pour un chargement en torsion, il vaut la résistance en cisaillement. Le coefficient m' vaut 0,75 dans le cas d'un chargement axial et 0,9 dans le cas d'une sollicitation en flexion ou en torsion. Dans l'approche de Juvinall le facteur de réduction de la résistance en fatigue k'_f , est égal à k_f . Selon la méthode de Shigley les valeurs de facteurs k'_f et m' sont données par des formules empiriques. La prédiction obtenue est conservatrice surtout dans le cas d'une entaille aigue (Dowling, 2007).

1.3.4 Approche par la déformation locale

Dans la plupart des cas, la déformation en fond d'entaille a lieu dans le domaine plastique. On ne peut plus faire un simple calcul élastique de résistance des matériaux. L'approche par la déformation locale nous permet de prédire la durée de vie d'amorçage en fonction de la déformation locale en fond d'entaille. Une pièce soumise à une amplitude de déformation donnée en fond d'entaille aurait la même durée de vie qu'un échantillon avec bord lisse qui subit la même amplitude de déformation et la même contrainte moyenne.

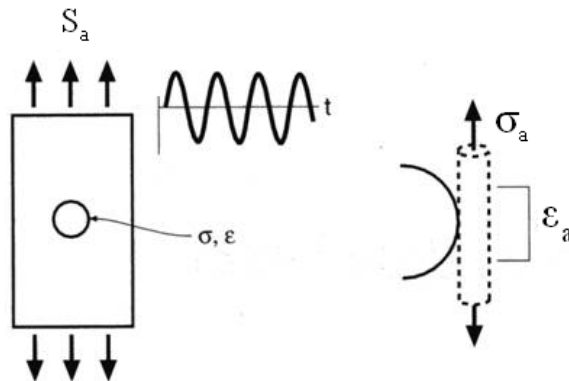


Figure 1.31 : Principe de l'approche par la déformation locale (Limodin, 2005)

Tant que les déformations et les contraintes en fond d'entaille restent dans le domaine élastique, l'équation 1.29 s'applique :

$$k_t = \frac{\sigma_a}{S_a} \quad \text{Équation 1.29}$$

Dès que les contraintes locales dépassent la limite d'élasticité le facteur de concentration de contrainte en régime élastique est remplacé par deux autres coefficients :

$$k_\epsilon = \frac{\epsilon_a}{e} \quad \text{et} \quad k_\sigma = \frac{\sigma_a}{S_a} \quad \text{Équation 1.30}$$

où e représente la déformation nominale et ϵ_a , l'amplitude de déformation totale locale.

L'activation de la plasticité en fond d'entaille entraîne une augmentation du facteur de concentration de déformation et une diminution du facteur de concentration de contrainte (Bentachfine, Pluvinaige, Gilgert, Azari, & Bouami, 1999). La figure 1.32 présente l'évolution des coefficients de concentration de déformation et de contrainte en fonction de la déformation locale.

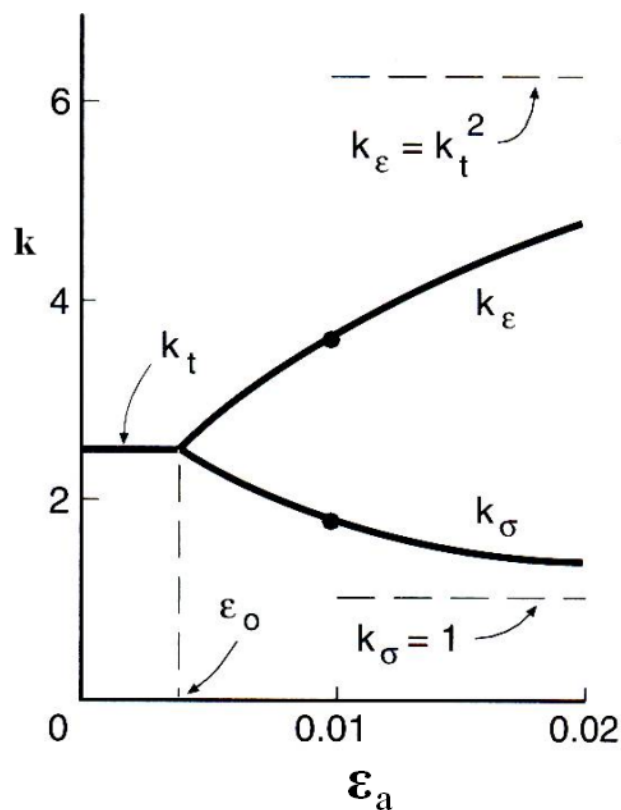


Figure 1.32 : Évolution des facteurs de concentration de contrainte et de déformations locale (Lee, 2005)

Neuber a proposé l'équation suivante :

$$k_t^2 = k_\varepsilon \times k_\sigma \quad \text{Équation 1.31}$$

soit :

$$\sigma_a \times \varepsilon_a = \frac{(k_t \times S_a)^2}{E} \quad \text{Équation 1.32}$$

Sous l'effet de la déformation cyclique que le matériau subit en fond d'entaille, il peut s'adoucir ou se durcir. Le comportement d'écrouissage cyclique stabilisé est représenté par la loi de Ramberg-Osgood (Susmel & Taylor, 2010):

$$\varepsilon_a = \varepsilon_e + \varepsilon_p = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'} \right)^{\frac{1}{n}} \quad \text{Équation 1.33}$$

avec ε_e , composante de déformation élastique,

ε_p , composante de déformation plastique,

K' , coefficient de résistance plastique

n , coefficient de consolidation plastique

E , module de Young

On obtient un système de deux équations (1.32 et 1.33) à deux inconnues (ε_a et σ_a). La figure 1.33 représente la solution graphique de Neuber.

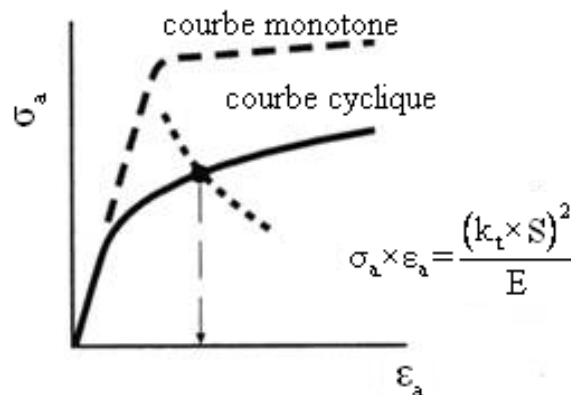


Figure 1.33 : Solution graphique de la règle de Neuber (Dowling, 2007)

Une fois l'amplitude de déformation connue, on peut déterminer la durée de vie en fatigue (N_r) à l'aide de la loi Manson-Coffin.

$$\epsilon_a = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_r)^b + \epsilon'_f (2N_r)^c \quad \text{Équation 1.34}$$

avec σ'_f , coefficient de résistance en fatigue,

ϵ'_f , coefficient de ductilité en fatigue,

b , et c constantes du matériau.

1.3.5 Nouvelle approche "amorçage/propagation"

Verreman a proposée une nouvelle approche pour le calcul de la vie en fatigue d'une pièce entaillée (Verreman & Limodin, 2008). Il faut prendre en considération les deux étapes réelles dans la vie d'amorçage macroscopique des fissures, soit l'amorçage microscopique et la propagation des fissures courtes. Pour une entaille arbitraire, la vie d'amorçage conventionnelle N_I est la somme de la vie d'amorçage microscopique et de celle de propagation des fissures courtes (de la longueur d'un grain jusqu'à une longueur de 0,2 à 0,5 mm par exemple).

L'approche concerne des entailles en V où, seul le champ de contraintes élastique en fond d'entaille est considéré. Lorsque le rayon en fond d'entaille tend vers 0, la distribution de contraintes devient singulière :

$$\frac{\sigma}{S} = \frac{k_n}{x^\alpha} \quad \text{Équation 1.35}$$

S est la contrainte nominale et σ est la contrainte locale à une distance x du fond d'entaille. Le facteur k_n est, le facteur d'intensité de contrainte normalisé de l'entaille en V et α est l'exposant de singularité qui dépend de l'angle de l'entaille. Pour un angle de 90° , α est égal à 0,46, et, pour un angle de 135° (le cas d'une soudure d'angle), il est égal à 0,33. Dans le cas d'une fissure (angle = 0) α correspond à l'exposant de 0,5 de la mécanique de la rupture. La distribution de contraintes varie lorsque la profondeur d'entaille augmente. Lorsque la profondeur de l'entaille augmente, le facteur k_n augmente ainsi que la profondeur du champ de contraintes.

Afin de prédire la courbe S-N d'un échantillon entaillé il faut prendre en considération les deux facteurs : k_n et k_t . La sévérité de l'entaille peut être définie par le rapport k_t/k_n .

Pour des entailles de faible sévérité les courbes S-N peuvent être déduites en se basant sur la contrainte maximale en fond d'entaille.

$$\sigma = k_t S = \sigma'_f N_f^{-b} \quad \text{Équation 1.36}$$

On peut donc diviser la courbe S-N de l'échantillon lisse par la valeur du facteur k_t de l'entaille (fig. 1.34). La plupart de la vie en fatigue est dépensée pour amorcer une fissure à l'échelle microstructurale. Mais plus l'entaille est sévère, plus la prédiction est conservatrice.

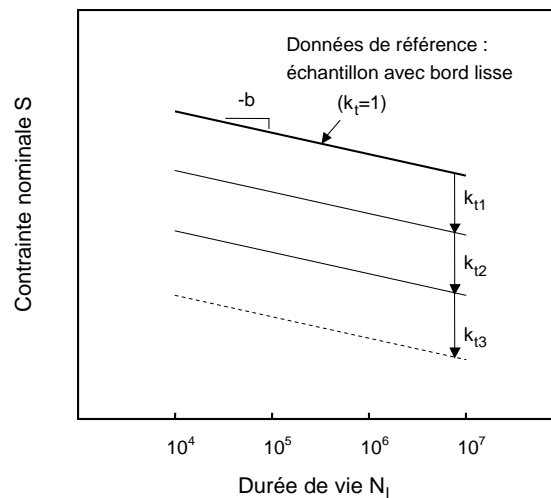


Figure 1.34 : Prédiction de la courbe S-N des entailles douces (Verreman, 2008)

Dans la figure 1.34, les courbes k_{t1} et k_{t2} donnent une bonne estimation de la courbe S-N mais, pour une entaille plus sévère (k_{t3}), la prédiction de la vie en fatigue peut être conservatrice. Le modèle s'applique juste dans le cas de la fatigue à grand nombre de cycles; il ne prend pas en compte la déformation plastique en fond d'entaille.

Les courbes S-N d'entailles en V de forte sévérité sont plus abruptes que celles des entailles douces et elles présentent un effet d'échelle important (fig. 1.35). Cependant il existe une forte corrélation entre la durée de vie en fatigue et le facteur d'intensité de contraintes de l'entaille en V. Toutes les courbes S-N sont consolidées sur la même ligne:

$$K_n = k_n S = K'_f N_f^{-k} \quad \text{Équation 1.37}$$

La corrélation fonctionne parce que la vie en fatigue d'un échantillon présentant une entaille sévère est dominée par la propagation des fissures courtes. Le coefficient K'_f représente la résistance du matériau à la propagation des fissures pour un exposant k donné. Comme montré à la figure 1.35 les courbes S-N pour des entailles sévères en V peuvent être prédites en utilisant des données de référence provenant d'un seul spécimen.

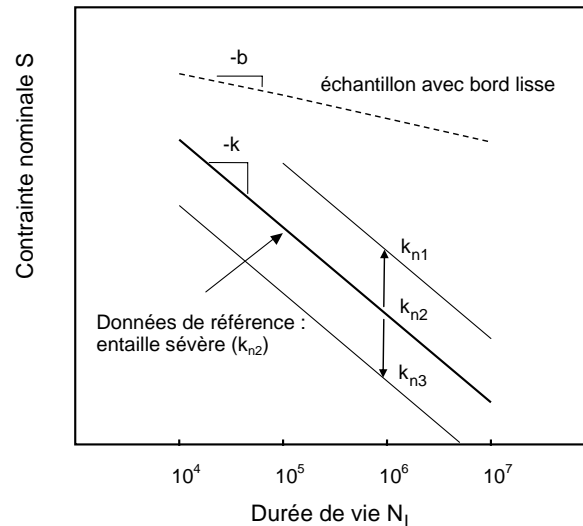


Figure 1.35 : Prédiction de la courbe S-N des entailles sévères (Verreman & Limodin, 2008)

La vie en fatigue des entailles douces est dominée par l'amorçage tandis que celles des entailles sévères est dominée par la propagation des fissures courtes. Dans le cas d'une entaille quelconque, la vie en fatigue sera divisée en deux parties : une partie en amorçage et une autre en propagation. En combinant les relations 1.36 et 1.37, on obtient:

$$N_I = \left(\frac{k_t S}{\sigma'_f} \right)^{-\frac{1}{b}} + \left(\frac{k_n S}{K'_f} \right)^{-\frac{1}{k}} \quad \text{Équation 1.38}$$

La figure 1.36 représente la courbe S-N d'un échantillon avec une entaille quelconque. Dans ce cas particulier, les courbes de propagation et d'amorçage se croisent à 10^5 cycles. Une fois la durée de vie de transition dépassée, la vie en fatigue N_I est dominée par l'amorçage. Pour des durées de vie plus courtes que 10^5 cycles, la durée de vie est dominée par la propagation, et la réduction de la résistance k_f devient alors plus petite que k_t . Lorsque la sévérité d'entaille

augmente la courbe d'amorçage descend sur le graphique et la transition amorçage/propagation se déplace vers la droite. Donc la majorité de la vie est contrôlée par la propagation quelle que soit la durée de vie. Pour une entaille moins sévère, la transition amorçage/propagation se déplace vers la gauche. La vie est contrôlée par l'amorçage et la courbe S-N peut être prédite en se basant sur le facteur k_f .

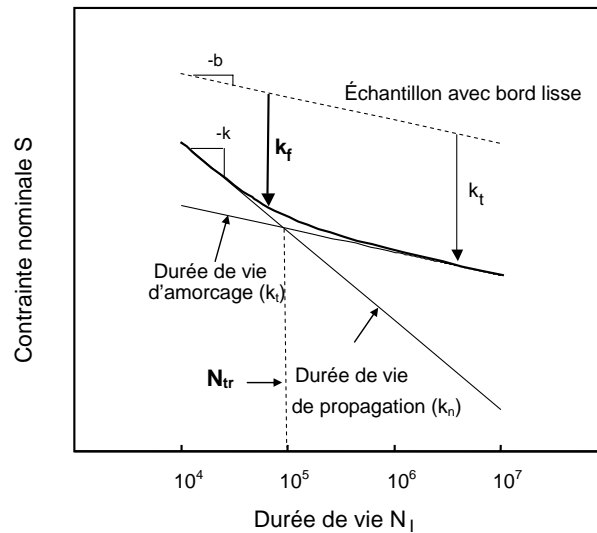


Figure 1.36 : Effet combiné de l'amorçage et de la propagation (Verreman & Limodin, 2008)

1.4 SYNTHÈSE DE LA BIBLIOGRAPHIE

Le coefficient effectif de concentration de contraintes k_f est défini comme le rapport entre la limite d'endurance d'un échantillon avec bord lisse et celle d'une éprouvette entaillée. Il est constaté que le facteur k_f est plus petit que k_t . L'écart entre k_f et k_t est expliqué par une déformation plastique en fond d'entaille. Pour une entaille douce, la différence entre les deux facteurs est faible et la sensibilité à l'effet d'entaille est à son maximum. Cependant elle croît avec une augmentation de la sévérité d'entaille. Pour une même géométrie d'entaille (même coefficient k_t) les pièces plus massives présentent une résistance à l'endurance plus basse que les échantillons plus petits. Dans le cas des entailles sévères, la résistance des aciers a moins d'influence sur la limite d'endurance. Plus la résistance est élevée plus l'acier va être sensible à l'effet d'entaille.

Des méthodes empiriques ont été proposées pour prédire le facteur k_f en fonction des propriétés mécaniques en traction du matériau. Les formules de Peterson, Neuber et autres ont fait l'objet de plusieurs critiques parce qu'elles sont empiriques et qu'elles ne considèrent pas les principes de la mécanique de la rupture.

Juinall et Shigley divisent la courbe S-N en trois domaines : de 1 à 1000 cycles, de 1000 cycles à N_e cycles et de N_e cycles à l'infini. La valeur de N_e varie avec le matériau selon la méthode de Juvinall et elle est de un million de cycles selon la méthode de Shigley. La limite d'endurance sur bord lisse est une fraction m , de la résistance à la traction. Ensuite, la courbe S-N d'une pièce entaillée est estimée en appliquant un facteur de réduction de la résistance en fatigue à la courbe S-N de l'éprouvette avec bord lisse.

L'approche de distance critique essaie de donner une prédiction plus théorique du comportement en fatigue d'une pièce entaillée. Selon cette approche, le comportement en fatigue est contrôlé par la contrainte à une certaine distance devant le fond d'entaille ou par la contrainte moyenne dans un élément de volume en fond d'entaille. Cependant, la distance critique ne correspond pas à une caractéristique microstructurale du matériau. Aussi, elle devrait varier en fonction du nombre de cycles.

L'approche par la déformation locale prend en compte la plastification en fond d'entaille. Elle suppose qu'une pièce soumise à une amplitude de déformation donnée en fond d'entaille, aurait la même durée de vie qu'une éprouvette avec bord lisse qui subit la même amplitude de

déformation. Une fois l'amplitude de déformation calculée, la durée de vie en fatigue est obtenue à l'aide de la loi Manson-Coffin. Dans le cas d'une entaille sévère où la durée de vie dépensée en propagation est prépondérante, le nombre de cycles à la rupture est sous-estimé. Il faut alors y ajouter la durée de vie de propagation d'une fissure longue calculée par intégration de la loi de Paris.

Une nouvelle approche amorçage-propagation a été récemment proposée. Elle permet d'estimer la courbe S-N d'une entaille quelconque en utilisant deux courbes S-N de référence, celle d'une éprouvette avec bord lisse et celle d'une entaille en V infiniment sévère. Le comportement en fatigue d'une pièce entaillée peut ainsi être estimé sans considérer la plasticité en fond d'entaille et ni utiliser de formules empiriques.

Si l'on écarte l'approche par la déformation locale, plusieurs méthodes sont disponibles à l'ingénieur pour prédire la durée de vie d'une pièce entaillée d'une façon relativement simple. Mais il manque d'information quant aux erreurs auxquelles ces méthodes peuvent conduire pour différents matériaux sollicités dans différentes conditions.

2 OBJECTIFS

L'étude de la bibliographie nous permet de comprendre le comportement en fatigue des matériaux ferreux en présence d'une concentration de contraintes et de détailler les principaux objectifs. Malgré que la littérature soit abondante, il n'y a pas d'étude systématique faite sur le comportement en fatigue, en présence d'entailles, qui inclut l'effet de la durée de vie et celui de la contrainte moyenne, qui compare les durées de vie mesurées avec celle prédites par différentes méthodes, et qui rapporte les caractéristiques des surfaces de rupture.

Un premier objectif sera de créer des données de fatigue S-N complètes pour deux matériaux, trois géométries et deux rapports R. On choisira deux matériaux ferreux qui représentent deux catégories différentes d'acier. On comparera un acier doux de construction, avec un acier dur à l'état trempé et revenu, souvent utilisé dans l'industrie automobile. Des essais de traction et de dureté nous permettront de déterminer les propriétés mécaniques de base des deux matériaux et de les comparer aux valeurs répertoriées dans la littérature. Une analyse chimique permettra de comparer la composition chimique des aciers étudiés avec les valeurs répertoriées dans la littérature. Une analyse par métallographie révélera la microstructure et la présence des inclusions. Des éprouvettes de fatigue avec bord lisse à fût cylindrique permettront d'obtenir des données S-N pour un facteur de concentration de contraintes égal à l'unité. Des données S-N seront aussi obtenues pour des entailles douces et sévères présentant un rayon en fond d'entaille de 1,52 mm et 0,2 mm, et ayant un facteur de concentration de contrainte de 5,03 et 2,11 respectivement. Les essais de fatigue seront réalisés en chargement axial à $R = -1$ et $R = 0$.

À partir de données S-N produites, le deuxième objectif sera de déterminer les courbes S-N par régression, les limites d'endurance et les facteurs de réduction de la résistance en fatigue k_f . Les résultats expérimentaux seront interprétés puis confrontés expérimentalement avec les valeurs estimées par des approches existantes. Des courbes S-N estimées seront aussi comparées avec celles obtenues expérimentalement. En particulier, la validité de l'estimation de la courbe S-N d'une entaille douce par la méthode d'amorçage/propagation sera testée pour les deux aciers et les deux rapports R. L'estimation des courbes S-N par la méthode de Juvinall sera confrontée avec les données S-N expérimentales obtenues à $R = -1$ pour les deux aciers et les trois géométries.

Le troisième objectif sera d'étudier l'effet du rapport R sur le comportement en fatigue. Les données S-N des deux matériaux pour les deux rapports R seront comparées pour les différentes géométries. Différentes approches de prédiction de l'effet du rapport R à $R = 0$ seront évaluées. Notamment, la validité des formules de Goodman modifiée et de Gerber sera testée sur l'ensemble des données S-N. Les amplitudes de contrainte à $R = 0$ seront converties en amplitudes de contrainte équivalente à $R = -1$, et seront comparées avec les données S-N obtenues à $R = -1$.

Un dernier objectif sera d'observer et d'analyser la morphologie des surfaces de rupture. Le nombre de sites d'amorçage et leur emplacement, le degré de déformation plastique, la grandeur et l'emplacement de la surface de rupture finale seront étudiés.

Le chapitre 3 présentera la méthodologie de la recherche avec notamment les matériaux, les géométries et les conditions d'essais. Les propriétés mécaniques en traction, les résultats des essais en fatigue, l'effet du rapport R ainsi que la validité des approches existantes seront présentés dans le chapitre 4. Le chapitre 5 présentera les observations fractographiques. Pour terminer, un dernier chapitre présentera les conclusions finales et tracera les axes futurs de recherche.

3 MÉTHODOLOGIE D'ESSAI

3.1 Matériaux

Dans la catégorie des matériaux sensibles à l'effet d'entaille, on a choisi un acier au carbone faiblement allié de nuance AISI 4140 à l'état trempé et revenu. C'est un alliage couramment utilisé pour la fabrication des éléments de machines comme par exemple un arbre de transmission (American Society for Metals. Reference Publications, 1981). Les barres laminées à chaud ont un diamètre de 31,75 mm. Ensuite, les barres subissent un traitement thermique qui consiste en une austénitisation à 815 °C, suivie d'une trempe à l'huile. Le revenu réalisé à une température de 580 °C dans un bain de sel permet d'obtenir une dureté de 36 HRC. Tout le matériau utilisé provient du même numéro de coulée mais pas de la même barre.

Une analyse chimique a été réalisée par spectrométrie optique à l'aide d'un appareil Spectromax. L'analyse chimique du matériau utilisé démontre que le matériau rencontre les exigences de la norme AISI. Le tableau 3.1 montre les valeurs obtenues et celles imposées.

Tableau 3.1 : Analyse chimique de l'acier 4140 TR

	%C	%Mn	%Si	%P	%S	%Mo	%Cr
AISI 4140	0,38- 0,43	0,75- 1,00	0,20- 0,35	0,040 max	0,040 max	0,15- 0,25	0,80- 1,10
4140TR utilisé	0,389	0,93	0,257	0,017	0,029	0,163	0,99

Un profil de dureté, dans une section transversale, a été réalisé afin de mesurer la dureté et de vérifier son homogénéité. Cinq lectures ont été prises et les résultats démontrent une moyenne de 36 HRC. La différence de valeurs de dureté, entre le cœur et la surface, est inférieure à 1 HRC. Les essais de dureté ont été réalisés à l'aide d'un appareil Mitutoyo DT-50S.

Deux métallographies ont été réalisées au mi-rayon de la barre, l'une sur une coupe transversale et l'autre sur une coupe longitudinale. Une fois les échantillons enrobés dans un montage de bakélite, un polissage miroir et une attaque chimique au Nital 2% ont permis de révéler la microstructure.

L'observation microscopique a été effectuée à un grossissement de 400X à l'aide d'un microscope Unitron et du logiciel Clemex. Afin d'évaluer la présence des inclusions une observation métallographique a été effectuée avant l'attaque chimique. La figure 3.1 montre la microstructure sur la coupe transversale située au mi-rayon de la barre. L'acier étudié a une microstructure composée principalement de la martensite revenue, ce qui est caractéristique d'un acier 4140 trempé et revenu (Vander Voort & ASM International. Handbook Committee, 2004).

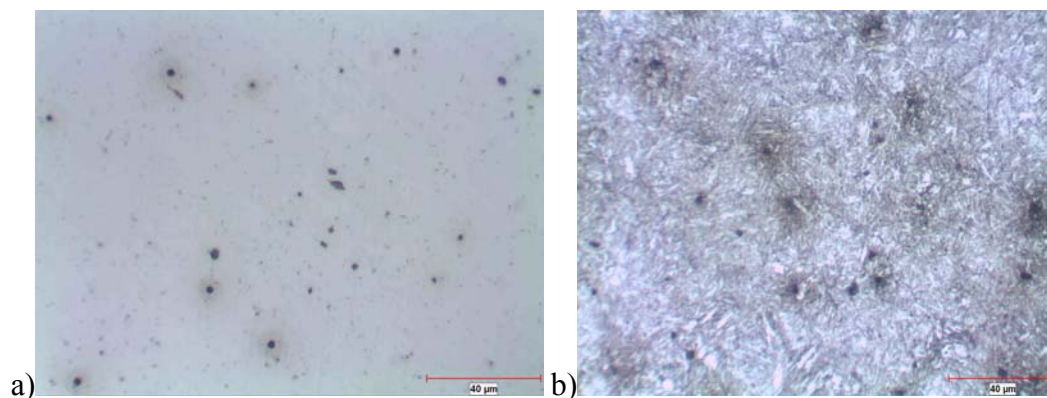


Figure 3.1: Microstructure de l'acier 4140TR à 400X sur une coupe transversale, a) après polissage et b) avec attaque chimique

La figure 3.2 montre la microstructure dans une coupe longitudinale située au mi-rayon de la barre. Le matériau contient des inclusions ductiles (de MnS probablement) allongées dans le sens du laminage.

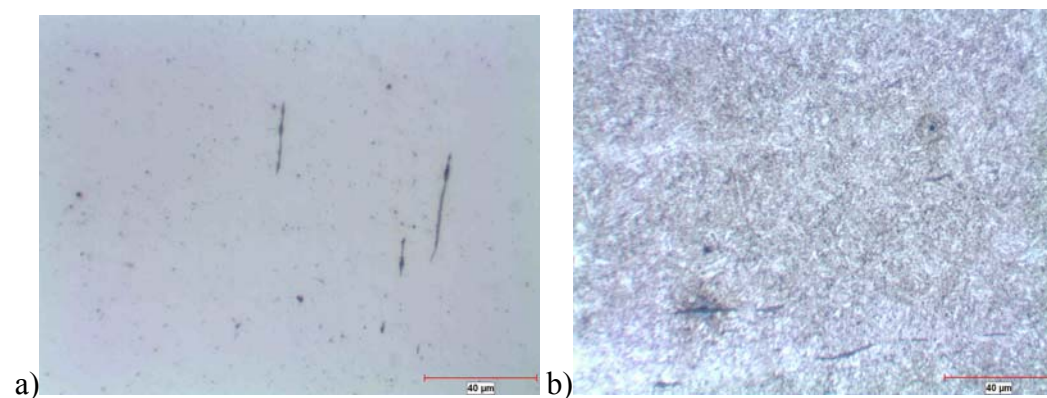


Figure 3.2 : Microstructure de l'acier 4140TR à 400X sur une coupe longitudinale, a) après polissage et b) avec attaque chimique

Dans la catégorie des matériaux moins sensibles à l'effet d'entaille, on a choisi un acier de construction 350W CSA G40.21. Les barres laminées à chaud d'un diamètre de 31,75 mm qui proviennent du même numéro de coulée ont été fournies dans la condition normalisée. L'analyse chimique du matériau utilisé, réalisée avec le même appareil que pour l'acier 4140TR, démontre que le matériau rencontre les exigences de la norme CSA G40.21. Le tableau 3.2 montre les valeurs obtenues avec les limites imposées par la norme.

Tableau 3.2. Analyse chimique de l'acier 350W

	%C	%Mn	%Si	%P	%S
350W CSA G40.21	0,23 max	0,5-1,50	0,4 max	0,04 max	0,05 max
350W utilisé	0,216	1,16	0,252	0,015	0,015

Un profil de dureté similaire à celui du 4140TR a révélé une dureté moyenne de $77 \text{ HRB} \pm 2 \text{ HRB}$ ce qui est caractéristique d'un acier 350W. Des analyses métallographiques ont été réalisées dans les mêmes conditions que pour l'acier 4140TR. La figure suivante montre la microstructure dans une coupe transversale située au mi-rayon de la barre.

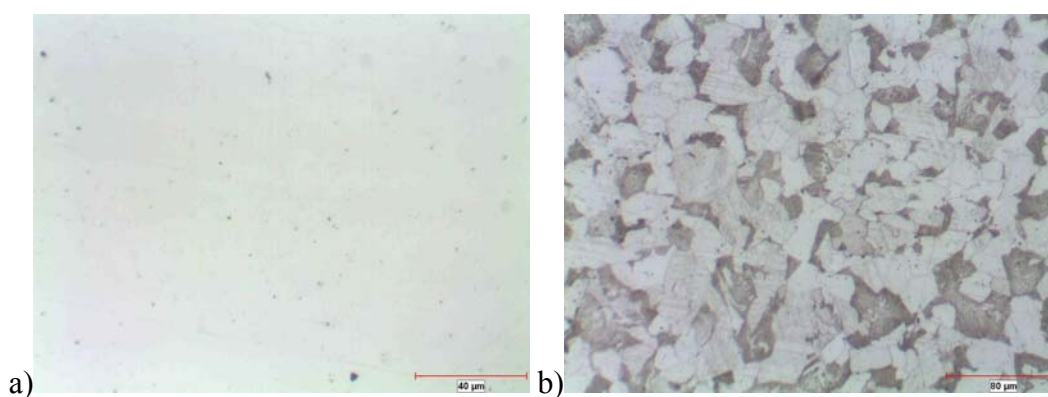


Figure 3.3 : Microstructure de l'acier 350W dans une coupe transversale, a) après polissage à 400X et b) avec attaque chimique à 200X

L'observation métallographique montre que la microstructure est composée principalement de perlite dans une matrice de ferrite. La figure 3.4 montre la microstructure dans un plan de coupe longitudinal situé au mi-rayon de la barre. Les métallographies réalisées dans les deux plans sont

similaires. On reconnaît une structure en bandes et encore des inclusions ductiles dans le sens du laminage.

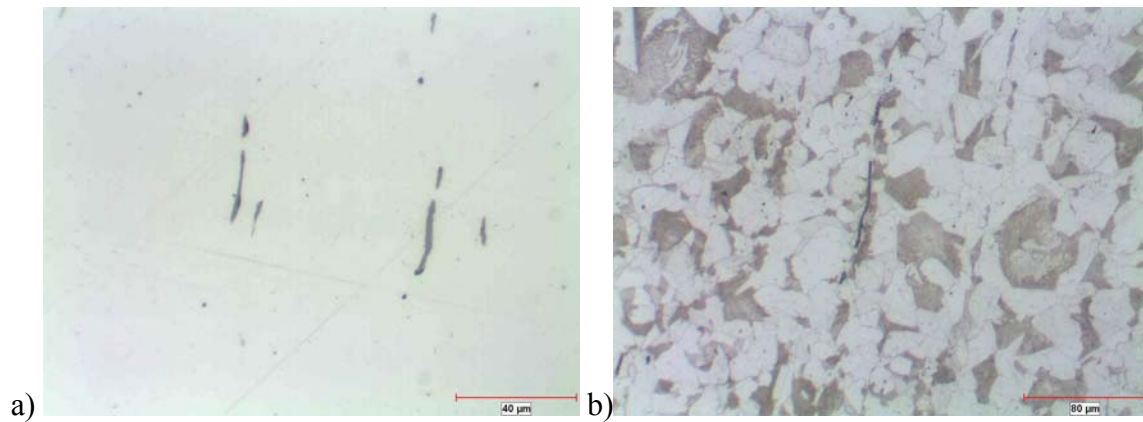


Figure 3.4 Microstructure de l'acier 350W dans une coupe longitudinale, a) après polissage à 400X et b) avec attaque chimique à 200X

3.2 Géométrie des éprouvettes

3.2.1 Eprouvettes de traction

Les éprouvettes de traction sont usinées selon la norme ASTM E8M (American Society for Testing and Materials 2009). Les éprouvettes sont utilisées pour déterminer les propriétés mécaniques de base des deux métaux choisis. Deux éprouvettes par matériau ont été usinées et mises à l'essai. La figure 3.5 montre leurs dimensions. Dans le cas de l'acier 4140 TR, l'usinage de l'éprouvette a été effectué après le traitement thermique. La longueur de jauge utilisée pour déterminer l'allongement à la rupture mesure 47,62 mm, soit cinq fois le diamètre de l'éprouvette.

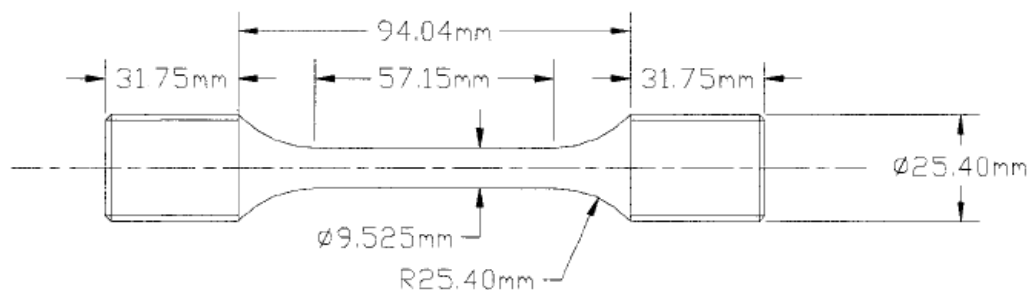


Figure 3.5 : Géométrie de l'éprouvette de traction cylindrique

3.2.2 Eprouvettes de fatigue

Selon les essais réalisés par (Limodin, 2005), les résultats en fatigue sont plus conservateurs avec des éprouvettes à géométrie cylindrique qu'avec des éprouvettes à fût toroïdal (hour-glass). Des éprouvettes de fatigue cylindriques ont été usinées conformément aux indications de la norme ASTM E466-09. Leurs dimensions sont données dans la figure 3.6. L'opération d'usinage est réalisée après le traitement thermique, dans le cas de l'acier 4140TR. Dans le cas de l'acier 350W, le matériau est usiné à l'état normalisé.

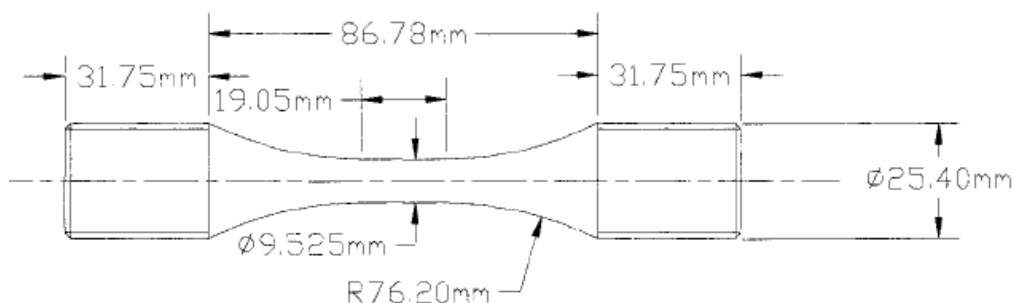


Figure 3.6 : Géométrie des éprouvettes de fatigue cylindrique

La partie utile de l'éprouvette est polie miroir afin d'éliminer les rayures d'usinage. Afin d'obtenir un fini de surface comparable d'un échantillon à l'autre, les éprouvettes sont installées dans un positionneur de soudage qui tourne à une vitesse très faible pendant que le polissage est effectué à l'aide d'une toupie rotative. L'étape finale de polissage est effectuée à l'aide d'une solution de particules de diamant de 0,5 microns en suspension. Une observation au binoculaire est nécessaire afin de déceler les éventuelles rainures qui pourraient agir comme amorces de fissures et ainsi réduire le nombre de cycles à la rupture de l'échantillon.

Afin d'étudier la sensibilité à l'effet d'entaille des aciers choisis, deux entailles en V axisymétriques ont été sélectionnées. Des éprouvettes cylindriques avec une entaille en V axisymétrique, dont l'angle d'ouverture est de 90 degrés, ont été usinées selon les géométries proposées par Limodin (Limodin, 2005). Les figures 3.7 et 3.8 montrent ces géométries avec un rayon en fond d'entaille de 1,52 mm et 0,2 mm respectivement.

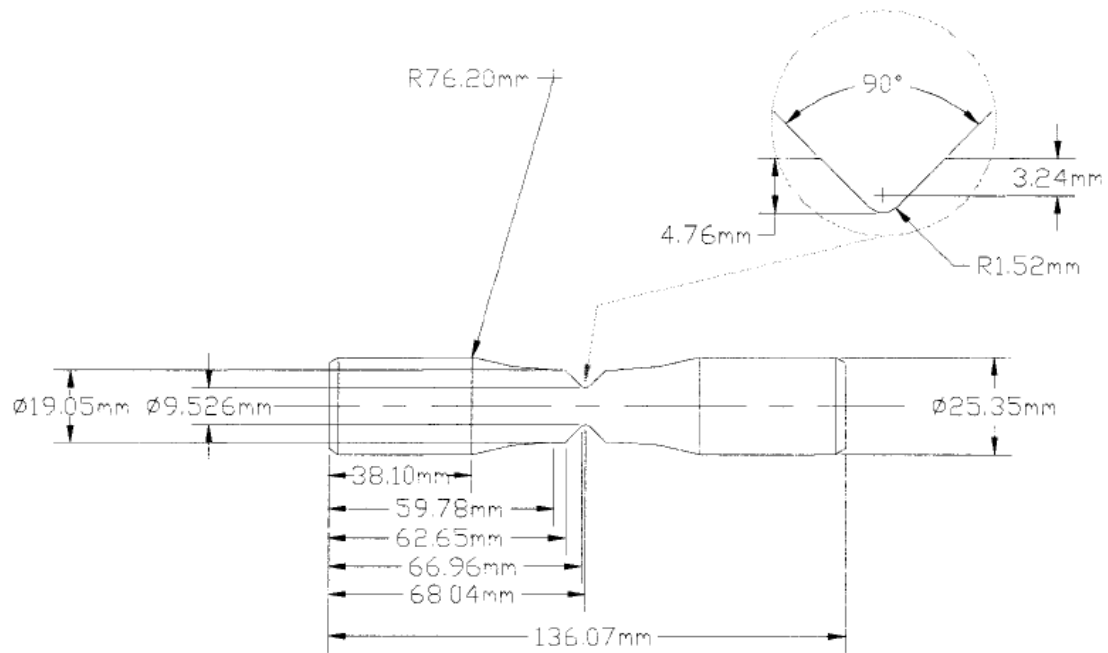


Figure 3.7 : Géométrie de l'éprouvette avec entaille douce ; $k_t=2,11$ (Limodin, 2005)

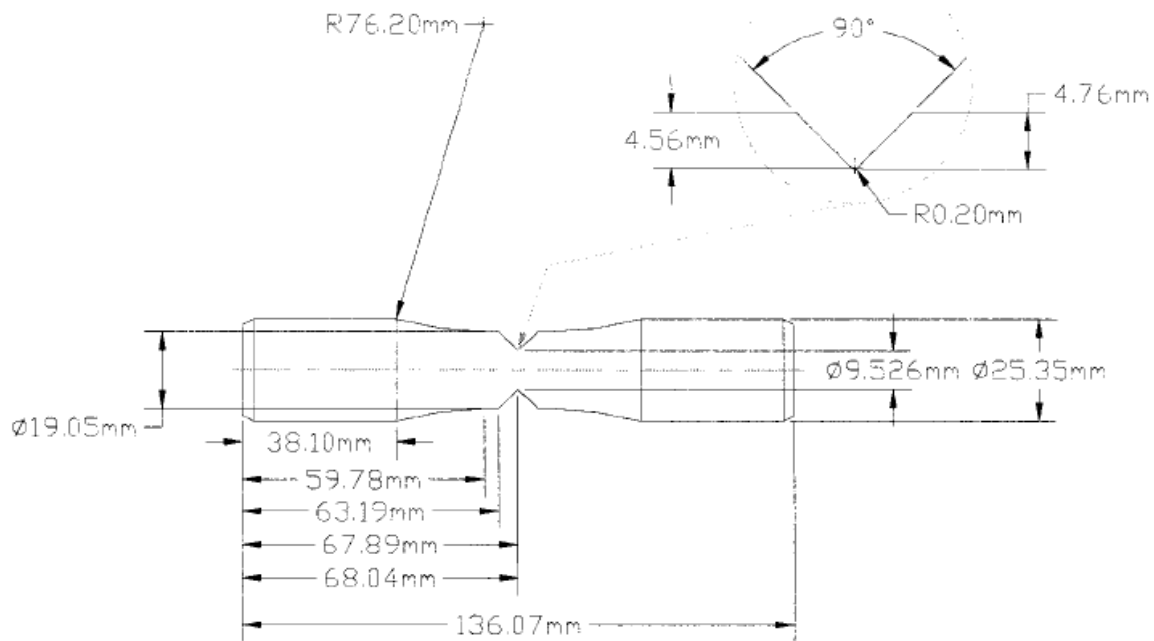


Figure 3.8 : Géométrie de l'éprouvette avec entaille sévère ; $k_t=5,03$ (Limodin, 2005)

Les deux géométries présentent une entaille ayant la même profondeur et une section minimale égale à celle des éprouvettes à bord lisse. Le fait de varier le rayon de courbure en fond d'entaille

nous permet d'obtenir un coefficient de concentration de contrainte k_t égal à 2,11 pour une entaille douce, et à 5,03 dans le cas d'une entaille sévère. Afin de déterminer le vrai facteur de réduction de la vie en fatigue d'une éprouvette avec entaille douce, il est important que la qualité de surface soit comparable. Une méthode systématique a permis d'assurer la régularité et la reproductibilité du fini de surface en fond d'entaille douce et de le rendre comparable à celui obtenu sur les éprouvettes avec bord lisse.

3.3 Conditions d'essais

Tous les essais ont été réalisés sur une machine servo-hydraulique de marque Instron, modèle 8821 (figure 3.9). Les essais de traction ont été effectués en charge contrôlée dans le domaine élastique et en déplacement contrôlé dans le domaine plastique, en suivant les instructions de la norme ASTM E8M-09.

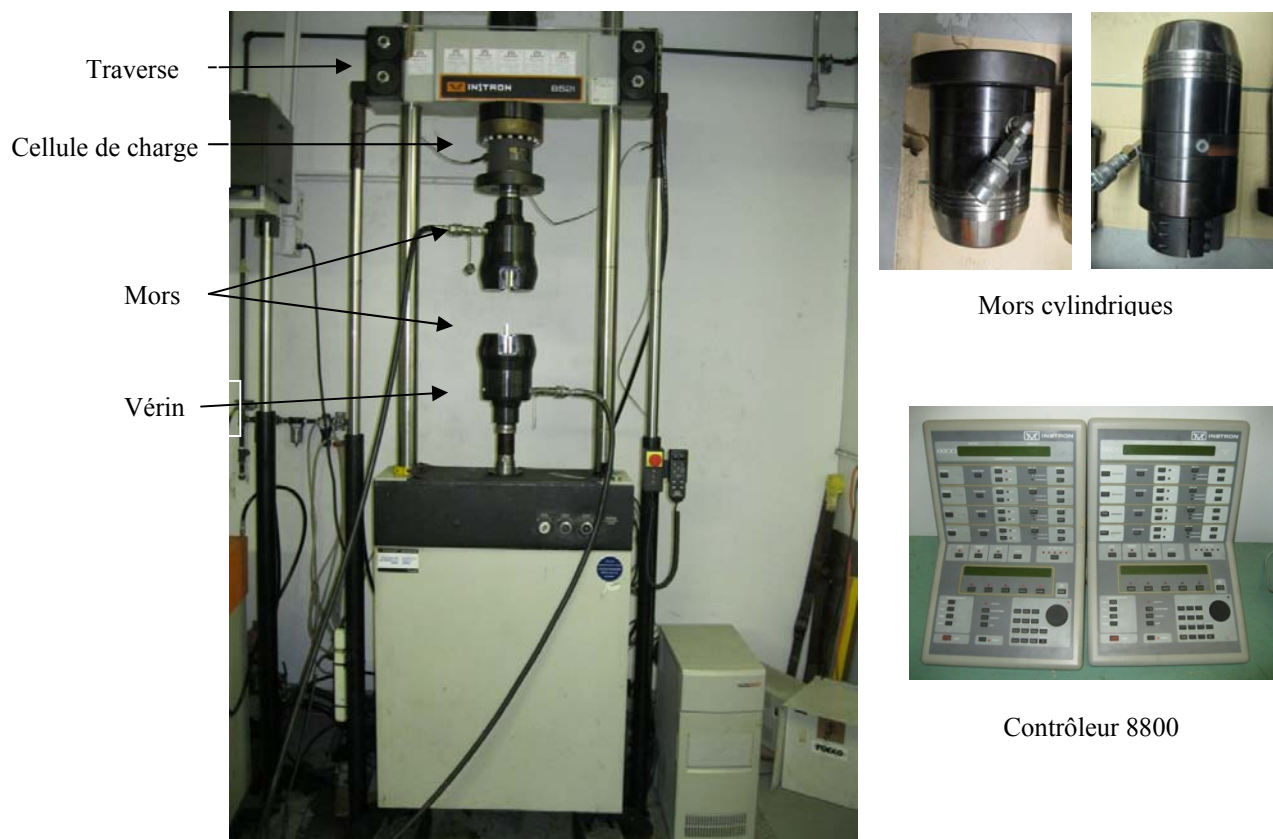


Figure 3.9 : Machine servo-hydraulique Instron 8821

Les essais de fatigue ont été réalisés en charge contrôlée pour les trois géométries et les deux aciers choisis, et ce, à $R = 0$ et à $R = -1$. Les essais ont été réalisés à température ambiante dans l'air du laboratoire et à une fréquence de 10 Hz.

Les têtes des éprouvettes sont lisses mais elles sont fixées par des mors hydrauliques cylindriques (figure 3.9). Avant le début des essais, l'alignement des deux mors a été vérifié à l'aide d'une tige de même diamètre que les éprouvettes.

4 RÉSULTATS

4.1 Essai de traction

Deux essais de traction par matériau ont été effectués. Le tableau 4.1 montre les résultats des essais de traction. La limite d'élasticité conventionnelle est mesurée à une déformation plastique de 0,2 %. Les propriétés mécaniques en traction de l'acier 350W rencontrent les exigences de la norme CSA G40.21 pour ce matériau. La limite d'élasticité de l'acier 4140TR est approximativement 3 fois plus élevée que celle du 350W. D'un autre côté, la déformation à la rupture de l'acier 350W est 2 fois plus élevée que celle du 4140TR. Les résultats obtenus, ainsi que le fait que les deux éprouvettes de traction ont été prélevées à des endroits différents, montrent que les matériaux sont homogènes.

Tableau 4.1 : Propriétés mécaniques en traction

	R_e , (MPa)	R_m , (MPa)	Allongement à la rupture, %	Striction à la rupture, %
350W-1	401	572	29	68
350W-2	407	582	29	67
4140-1	1134	1202	14	52
4140-2	1081	1165	14	53

La figure suivante montre les courbes de traction et le comportement différent des deux aciers.

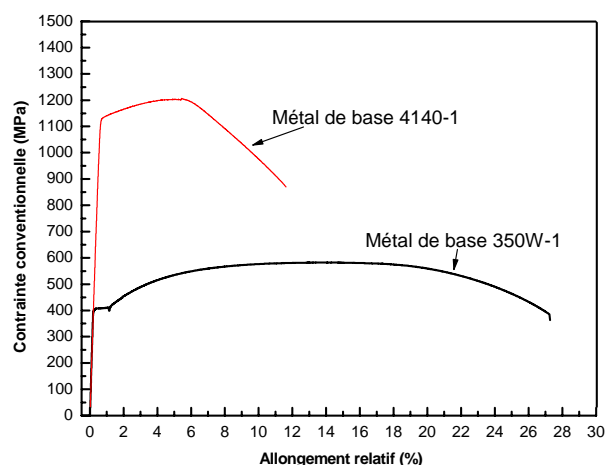


Figure 4.1 : Courbes de traction monotone des éprouvettes 350W-1 et 4140TR-1

On remarque que la limite d'élasticité de l'acier 350W représente 70% de la résistance à la traction tandis que ce pourcentage dans le cas de l'acier 4140TR est de 93%.

Le tableau suivant présente les résultats des essais de traction et de dureté.

Tableau 4.2 : Résultats des essais de traction et de dureté

	R_e (MPa)	R_m (MPa)	Dureté Rockwell
350W	404 ± 3	577 ± 5	77 ± 2 HRB
4140TR	$1\,107 \pm 26$	$1\,184 \pm 18$	36 ± 1 HRC

4.2 Fatigue axiale à $R = -1$

Les trois éprouvettes de fatigue décrites dans la section 3.2.2 ont été soumises à plusieurs niveaux de sollicitation cyclique en traction-compression à $R = -1$. Les essais ont été menés jusqu'à la ruine de l'échantillon ou jusqu'à 5 millions de cycles. Les expériences ont abouti à l'obtention de 6 courbes S-N, trois pour chaque matériau. Les figures 4.2 et 4.3 montrent les résultats obtenus pour les deux aciers. Les éprouvettes non-rompues sont différenciées par une flèche.

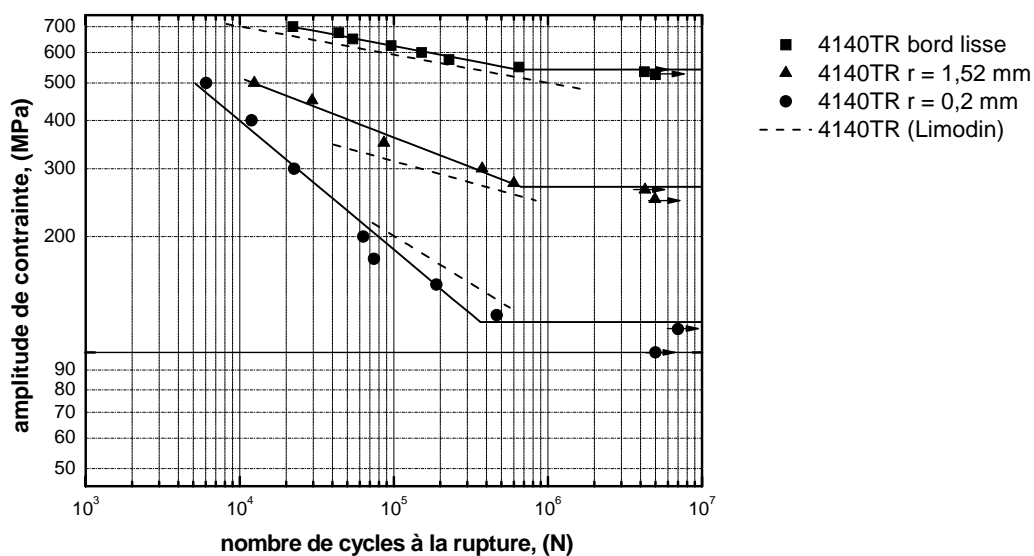


Figure 4.2 : Courbes S-N de l'acier 4140TR à $R = -1$ pour les trois géométries d'entaille, comparées avec les résultats de (Limodin, 2005), en pointillés

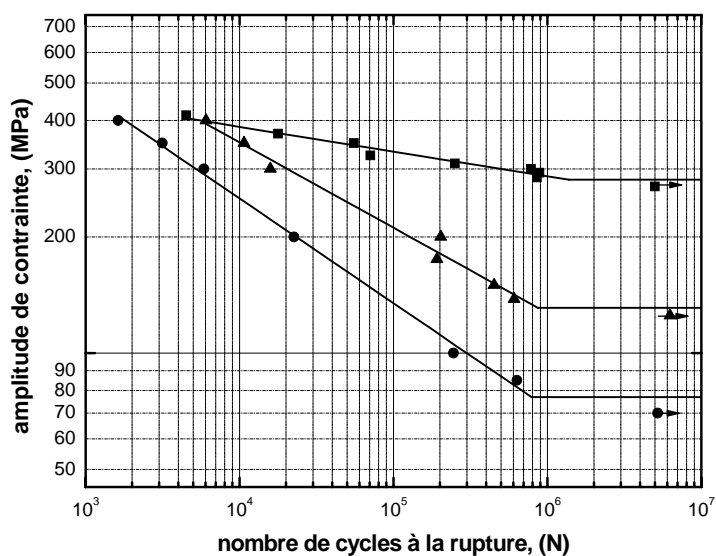


Figure 4.3 : Courbes S-N de l'acier 350W à $R = -1$ pour les trois géométries d'entaille

Les courbes S-N sont modélisées par deux droites. La première a été obtenue par régression linéaire entre le premier et le dernier point représentant l'éprouvette rompue au plus bas niveau de contrainte. La deuxième est une droite horizontale appelée limite d'endurance et définie comme étant la moyenne arithmétique entre le plus haut niveau de contrainte d'un échantillon non-rompu à 5 millions de cycles et celui qui correspond à la plus longue durée de vie d'une éprouvette rompue. Cette limite d'endurance ou résistance à 5 millions de cycles a été estimée avec une incertitude maximale de ± 7 MPa.

Les lignes en pointillés de la figure 4.2 montrent les résultats de (Limodin, 2005) obtenus dans les mêmes conditions d'essai et pour un acier 4140 trempé et revenu ayant des propriétés mécaniques comparables à celui utilisé pour ce travail. Les résultats sont semblables, surtout dans le cas des éprouvettes avec bord lisse. La meilleure performance des éprouvettes avec entaille douce est due probablement au polissage effectué en fond d'entaille. Les fonds d'entailles douces de (Limodin, 2005) présentaient un fini brut d'usinage. Pour les entailles sévères, on remarque un léger écart en sens inverse.

La figure 4.4 montre les six courbes S-N à $R = -1$ sur le même graphique.

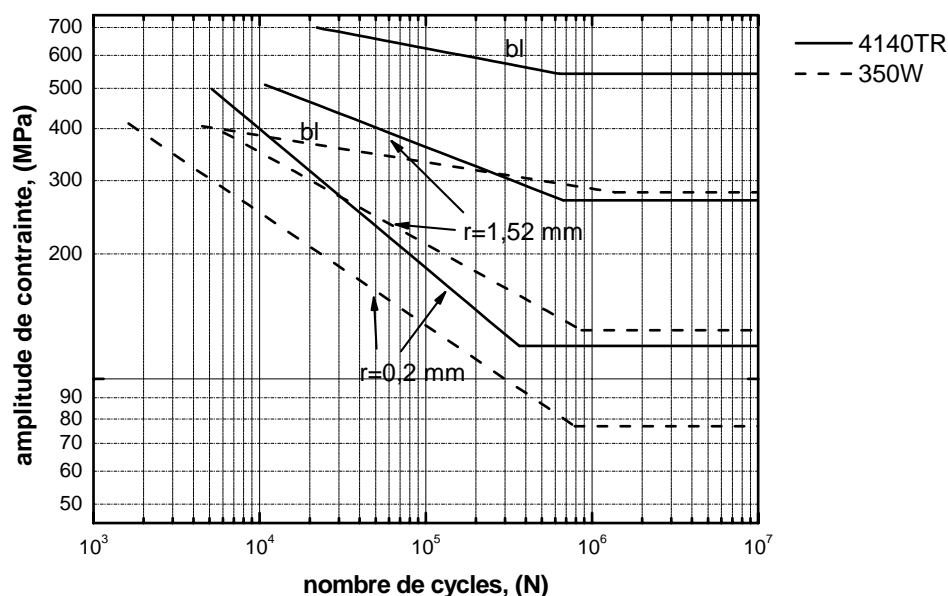


Figure 4.4 : Courbes S-N à $R = -1$ de deux aciers et trois géométries

La résistance à 5 millions de cycles de l'acier 4140TR est plus élevée que celle du 350W, peu importe la géométrie de l'éprouvette. L'écart entre les courbes S-N des matériaux diminue avec l'augmentation de la sévérité d'entaille. La limite d'endurance à 5 millions de cycles diminue avec une augmentation de la sévérité d'entaille avec une chute plus importante dans le cas de l'acier 4140 présentant une entaille sévère. Dans le cas de l'acier 350W, pour des faibles durées de vie, l'entaille douce présente une résistance comparable à celle de l'éprouvette avec bord lisse. La performance comparable est due au fait que la contrainte nominale appliquée dépasse la limite d'élasticité du matériau, provoquant ainsi une plastification généralisée. La géométrie influence la pente des courbes S-N. La valeur absolue de la pente de la courbe S-N augmente avec la sévérité d'entaille pour les deux matériaux. La pente la plus élevée est obtenue pour l'entaille sévère de l'acier 4140TR (0,334). La pente de l'entaille douce de l'acier 350W est proche de celle de l'entaille sévère dans le même matériau.

Le tableau 4.3 montre les valeurs de l'endurance à 5 millions de cycles pour les deux aciers et les trois géométries à $R = -1$. Ces données seront exploitées plus loin pour déterminer les facteurs de réduction de la résistance k_f . Dans le cas d'une éprouvette avec bord lisse, la résistance à 5 millions de cycles représente 49% de la résistance à la traction de l'acier 350W, tandis que cette fraction est de 46% pour le 4140TR (tableau 4.4).

Tableau 4.3 : Limites d'endurance à 5 millions de cycles à $R = -1$, pour les deux aciers et les trois géométries

	4140TR			350W		
Géométrie	Bord lisse	$r = 1,52 \text{ mm}$	$r = 0,2 \text{ mm}$	Bord lisse	$r = 1,52 \text{ mm}$	$r = 0,2 \text{ mm}$
$\sigma_D \text{ (MPa)}$	542	269	120	281	131	77

Tableau 4.4 : Rapports entre la limite d'endurance et la résistance à la traction et entre la limite d'endurance et la limite d'élasticité

	σ_D/R_m	σ_D/R_e	R_e/R_m
350W	0,49	0,70	0,70
4140TR	0,46	0,49	0,94

Les courbes S-N peuvent être modélisées par une loi puissance qui se réduit à la loi de Basquin dans le cas d'un bord lisse:

$$\sigma_a = \sigma_f' (2N_f)^b \quad \text{Équation 4.1}$$

où σ_f' et b sont des constantes de matériau. La constante b représente la pente et σ_f' est le coefficient de résistance en fatigue. Le tableau 4.5 donne leurs valeurs obtenues par régression linéaire dans un diagramme log-log.

Tableau 4.5 : Coefficients de la régression linéaire des données S-N pour les deux aciers et les trois géométries

	4140TR			350W		
	Bord lisse	r= 1,52 mm	r= 0,2 mm	Bord lisse	r= 1,52 mm	r= 0,2 mm
σ_f' (MPa)	1494	2151	8675	694	2682	3053
b	-0,075	-0,154	-0,334	-0,064	-0,220	-0,271

Les valeurs des constantes obtenues sont typiques pour ces deux aciers. Par exemple, les valeurs des constantes σ_f' et b d'un acier AISI 4340TR qui possède des propriétés mécaniques semblables à notre 4140TR sont 1643 MPa et -0.0977 respectivement (Dowling, 2007). Une proximité semblable est observée entre les données de notre acier 350W et celle d'un acier SAE 1015 (Dowling, 2007).

Pour résumer cette section, la résistance à 5 millions de cycles de l'éprouvette avec bord lisse des deux aciers vaut presque 50% de la résistance à la traction. Les données S-N représentées dans un diagramme log-log s'alignent selon une droite décroissante jusqu'à environ 10^6 cycles, vérifiant donc la loi de Basquin. Les courbes S-N du 4140TR se situent au dessus de celles du 350W pour une géométrie donnée. L'augmentation de la sévérité d'entaille produit un décalage des courbes S-N vers le bas et des pentes plus abruptes. La chute de la limite d'endurance la plus marquée a été observée pour l'acier 4140 TR. Ce matériau est plus sensible à l'effet d'entaille que l'acier 350W.

4.3 Fatigue axiale à $R = 0$

Les trois éprouvettes de fatigue décrites dans la section 3.2.2 ont été soumises à plusieurs niveaux de sollicitation cyclique à amplitude constante avec une contrainte moyenne de traction ($R = 0$). Les conditions d'essai et de dépouillement sont les mêmes qu'à $R = -1$ (voir la partie 4.2). Les courbes S-N sont présentées dans les figures 4.5 et 4.6. La figure 4.7 montre les six courbes S-N à $R = 0$ sur le même graphique.

On remarque le même effet du matériau que pour $R = -1$. Pour la même géométrie, la limite d'endurance de l'acier allié 4140TR est plus élevée que celle de l'acier de construction. Le rapport entre les limites d'endurance à 5 millions de cycles des deux matériaux diminue avec une augmentation de la sévérité d'entaille.

La pente augmente avec la sévérité d'entaille pour les deux matériaux. Pour la même géométrie, la pente de l'acier 4140TR est plus abrupte que celle de l'acier 350W. L'écart entre les courbes S-N des matériaux diminue avec l'augmentation de la sévérité d'entaille. Dans le cas d'une entaille sévère et pour des durées de vie allant jusqu'à 3×10^5 cycles, les 2 régressions sont presque confondues.

Le plateau inférieur des courbes S-N est atteint à des plus faibles durées de vie pour l'acier 4140TR. À l'inverse, dans le cas de l'acier 350W plusieurs éprouvettes entaillées se sont rompues à des durées de vie de l'ordre de 2 à 4 millions de cycles. Contrairement à tous les autres essais, les courbes S-N de l'acier 350W à $R = 0$ ne présentent pas de plateau marqué avant 10 millions de cycles. Les courbes S-N en échelles log-log continuent à descendre d'une façon presque linéaire jusqu'à 5 millions de cycles.

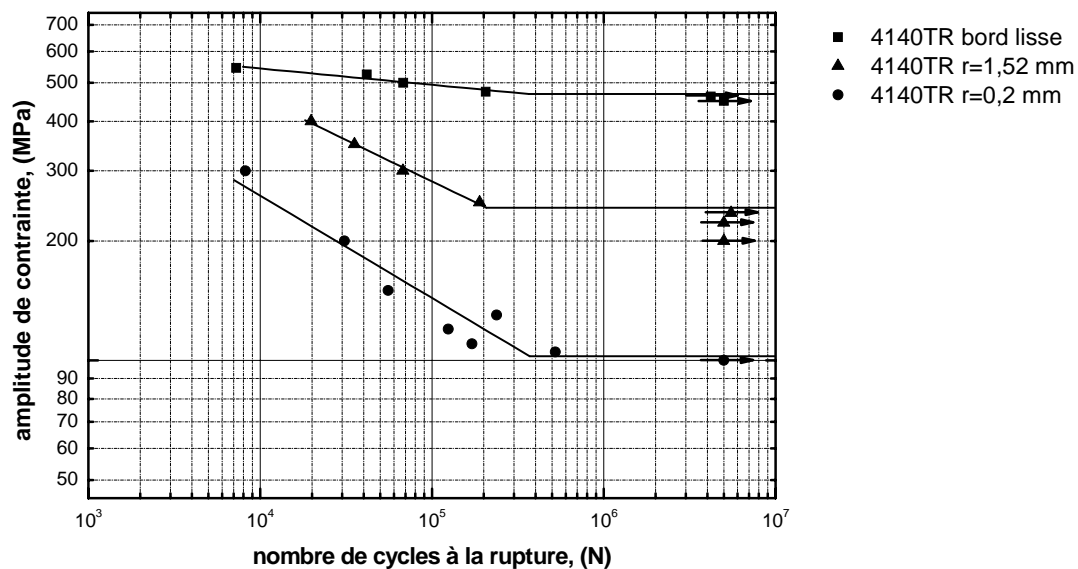


Figure 4.5 : Courbes S-N à $R = 0$ de l'acier 4140TR pour les trois géométries d'entaille

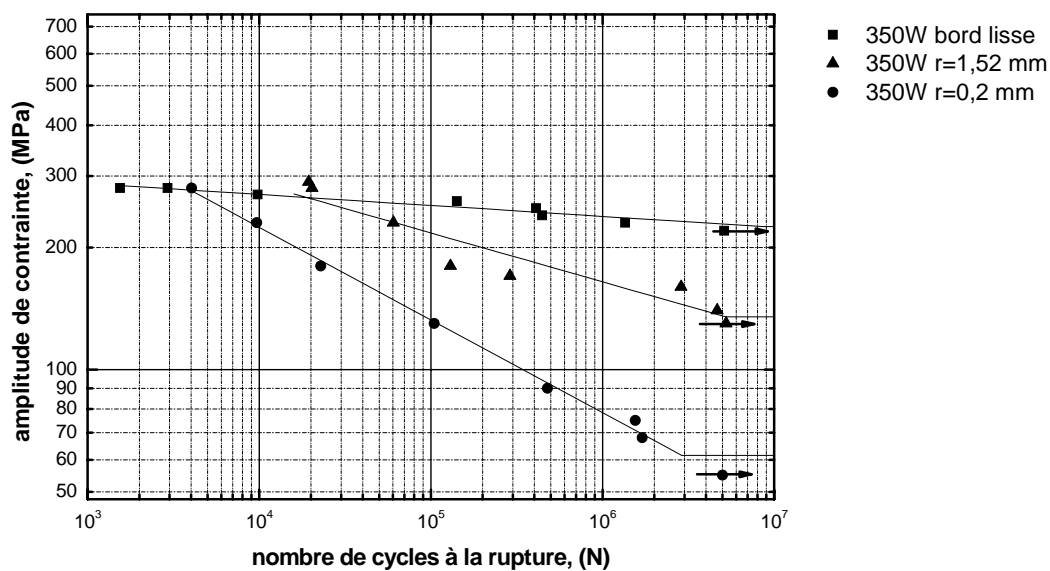


Figure 4.6 : Courbes S-N à $R = 0$ de l'acier 350W pour les trois géométries d'entaille

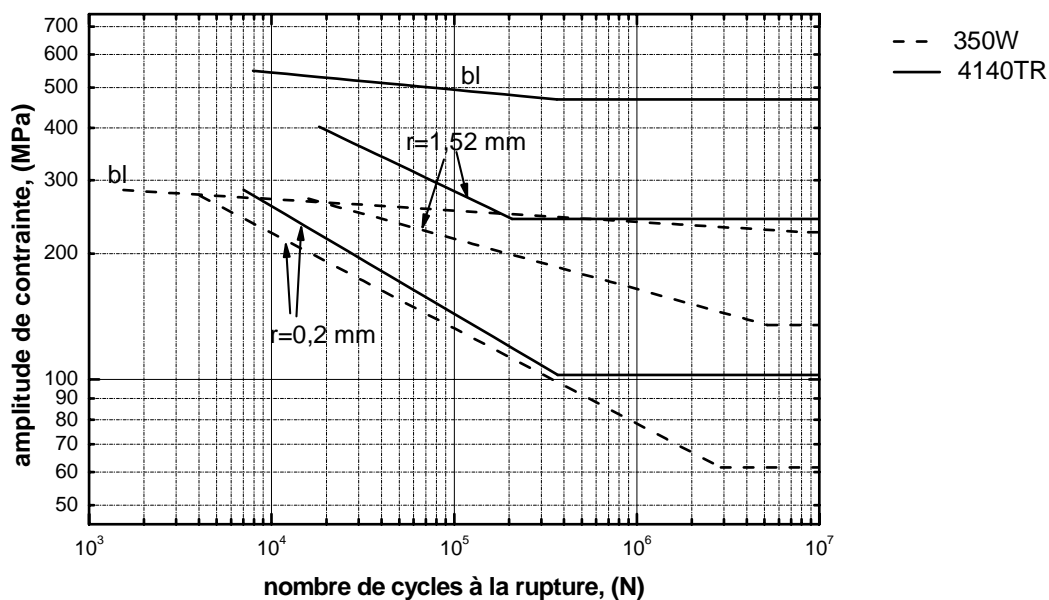


Figure 4.7 : Courbes S-N à $R = 0$ des deux aciers et pour les trois géométries

Le tableau 4.6 montre les valeurs de la résistance à 5 millions de cycles obtenues par la méthode décrite dans la partie 4.3, pour les deux aciers et les trois géométries à $R = 0$.

Tableau 4.6 : Limites d'endurance à 5 millions de cycles à $R = 0$, pour les deux aciers et les trois géométries

	4140TR			350W		
Géométrie	Bord lisse	$r = 1,52 \text{ mm}$	$r = 0.2 \text{ mm}$	Bord lisse	$r = 1,52 \text{ mm}$	$r = 0,2 \text{ mm}$
σ_D , (MPa)	468,5	242,5	102,5	225	135	61.5

Le tableau 4.7 montre le rapport entre la limite d'endurance d'une géométrie avec bord lisse et la résistance à la traction et entre la limite d'endurance et la limite d'élasticité.

Tableau 4.7 : Rapports entre la limite d'endurance et la résistance à la traction et entre la limite d'endurance et la limite d'élasticité

	σ_D/R_m	σ_D/R_e
350W	0,39	0,55
4140TR	0,39	0,41

La résistance à 5 millions de cycles d'une éprouvette avec bord lisse représente 39 % de la résistance à la traction des aciers étudiés. Le niveau de l'amplitude de contrainte est plus bas qu'à $R = -1$ pour les trois géométries (tableau 4.3). Par contre le niveau de la contrainte maximale atteint (deux fois l'amplitude de contrainte) est beaucoup plus élevé. Celui-ci dépasse la limite d'élasticité en traction monotone (environ 400 MPa) même à grandes durées de vie dans le cas d'une éprouvette avec bord lisse faite de l'acier 350W. L'éprouvette a probablement présenté une déformation plastique monotone au premier cycle de chargement. Dans le cas des géométries entaillées ($k_t = 2,11$ et $5,03$) le niveau de la contrainte locale en fond d'entaille dépasse aussi la limite d'élasticité du matériau.

Comme à $R = -1$, les courbes S-N peuvent être modélisées par une loi puissance. Le tableau 4.8 donne leurs valeurs obtenues par régression linéaire dans un diagramme log-log.

Tableau 4.8 : Coefficients de la régression linéaire des données S-N à $R = 0$ pour les deux aciers et les trois géométries

	4140TR			350W		
	Bord lisse	$r = 1,52$ mm	$r = 0,2$ mm	Bord lisse	$r = 1,52$ mm	$r = 0,2$ mm
σ'_f (MPa)	794	3 118	2 793	346	866	1 832
b	-0,041	-0,208	-0,257	-0,027	-0,120	-0,228

Pour résumer les résultats à $R=0$, les amplitudes de contrainte à l'endurance ne valent que 39% de la résistance à la traction. Pour l'acier 350W, il n'y a pas de plateau marqué avant 10 millions de cycles tandis que la contrainte maximale dépasse la limite d'élasticité monotone du matériau. Enfin, les deux courbes de l'entaille sévère sont presque confondues, ce qui montre un comportement en propagation presque identique des deux aciers. Dans le cas de l'entaille sévère la durée de vie correspond surtout à celle de la propagation d'une fissure.

4.4 Effet d'entaille et facteur de réduction de la résistance en fatigue (k_f)

Le tableau 4.9 montre les valeurs du facteur de réduction de la résistance k_f obtenu expérimentalement, pour une durée de vie de 5 millions de cycles pour les deux géométries et les deux rapports R . Pour une entaille sévère, la sensibilité à l'effet d'entaille est très peu influencée par le rapport R . Dans le cas d'une entaille douce en acier 350W la présence d'une contrainte moyenne positive produit une diminution de la sensibilité à l'effet d'entaille. L'effet du rapport R pour une entaille douce en 4140TR sur la sensibilité à l'effet d'entaille est mineur.

Tableau 4.9 : Facteur de réduction de la résistance en fatigue

	$r = 1,52 \text{ mm}$			$r = 0,2 \text{ mm}$		
Matériau	$k_{f(R=-1)}$	$k_{f(R=0)}$	k_t	$k_{f(R=-1)}$	$k_{f(R=0)}$	k_t
4140TR	2,01	1,93	2,11	4,51	4,57	5,03
350W	2,11	1,66		3,64	3,65	

Quel que soit le matériau, l'écart entre le facteur de réduction de la résistance en fatigue et le facteur k_t augmente avec une croissance de la sévérité d'entaille. Dans le cas d'une entaille douce ($r = 1,52 \text{ mm}$), les deux facteurs sont presque égaux à $R = -1$, donc la sensibilité à l'effet d'entaille est à son maximum ($q = 1$). Pour une entaille sévère, la différence entre les deux facteurs est plus importante pour l'acier doux. Celui-ci a donc une plus faible sensibilité à l'effet d'entaille.

Les tableaux 4.10 et 4.11 montrent les valeurs du facteur de réduction de la résistance en fatigue obtenues expérimentalement à $R = -1$ en comparaison avec les valeurs estimées par les formules de Peterson, Neuber et Kuhn et Hardrath, pour les aciers 4140 et 350W respectivement.

Tableau 4.10 : Facteur k_f à 5 millions de cycles à $R = -1$ pour l'acier 350W

350W	k_t	k_f/k_t	k_f exp.	k_f Peterson	k_f Neuber	k_f Kuhn et Hardrath
$r = 1.52 \text{ mm}$	2,11	1	2,11	1,97	1,84	1,83
$r = 0,2 \text{ mm}$	5,03	0,72	3,64	2,92	3,15	3,08

Dans le cas d'une entaille douce en 350W la valeur estimée du facteur k_f par la formule de Peterson est la plus proche de la valeur obtenue expérimentalement. Pour une entaille sévère en 350W, la meilleure proximité est obtenue avec la formule de Neuber. A noter que, dans tous les cas, les formules sous-estiment les valeurs expérimentales de k_f .

Tableau 4.11 : Facteur k_f à 5 millions de cycles à $R = -1$, pour l'acier 4140 TR

4140TR	k_t	k_f/k_t	k_f exp.	k_f Peterson	k_f Neuber	k_f Kuhn et Hardrath
$r = 1,52 \text{ mm}$	2,11	0,95	2,01	2,06	2	2
$r = 0,2 \text{ mm}$	5,03	0,89	4,51	4	4,1	4,14

Pour l'entaille douce dans l'acier 4140TR les valeurs estimées du facteur de réduction de la résistance en fatigue se confondent avec celles mesurées. Dans le cas de l'entaille sévère, les valeurs calculées par les trois formules sont presque confondues mais elles sous-estiment la valeur expérimentale.

Les figures 4.8 et 4.9 montrent l'évolution du facteur de réduction de la résistance en fatigue k_f en fonction du nombre de cycles N pour les deux rapports R . Le plateau supérieur des courbes à grande durée de vie correspond au facteur k_f précédent.

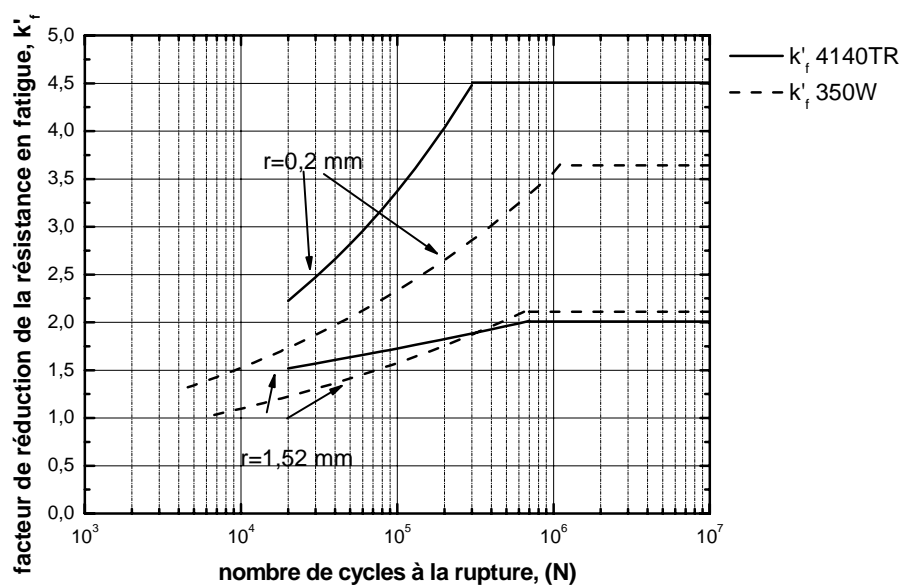


Figure 4.8 : Evolution du facteur de réduction de la résistance en fatigue en fonction du nombre de cycles à $R = -1$

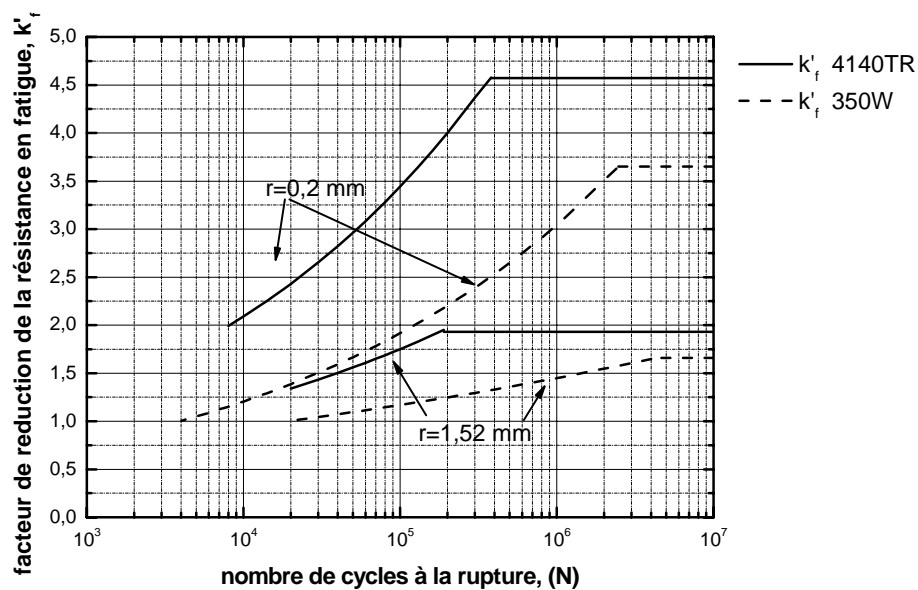


Figure 4.9 : Evolution du facteur de réduction de la résistance en fatigue en fonction du nombre de cycles à $R = 0$

Quels que soient le matériau, le rapport R et la géométrie, le facteur k'_f diminue avec le nombre de cycles à partir de la valeur k_f à 5 millions de cycles pour tendre vers l'unité quand la durée de vie devient très faible.

On remarque une diminution plus modérée pour une entaille douce et un matériau dur, ce qui suggère un effet de plasticité en fond d'entaille. Dans le cas des longues durées de vie, le niveau de la contrainte locale au fond de l'entaille douce ne dépasse probablement pas la limite d'élasticité cyclique, ce qui explique que le facteur de réduction de la résistance en fatigue est proche de k_t . Pour des durées de vie moyennes, une plastification locale se produit en fond d'entaille, et la valeur du facteur de réduction de la résistance en fatigue devient inférieure à la valeur théorique du facteur de concentration de contrainte. Le cas particulier où le facteur k'_f est égal à l'unité correspond à une plastification généralisée.

Les figures 4.10 et 4.11 montrent l'évolution du facteur d'adaptation en fonction du nombre de cycles pour les deux rapports R . Le facteur d'adaptation est le rapport entre le facteur de réduction de la vie en fatigue k'_f divisé par le facteur de concentration de contraintes k_t . A une durée de vie intermédiaire donnée, pour les deux rapports R le coefficient d'adaptation est d'autant plus faible que l'entaille est sévère et que l'acier est doux.

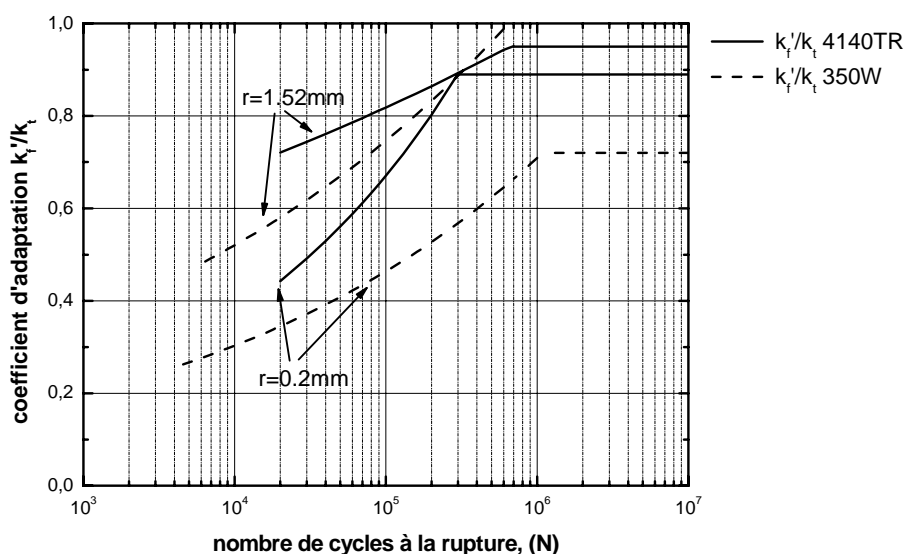


Figure 4.10 : Coefficient d'adaptation en fonction du nombre de cycles à $R = -1$

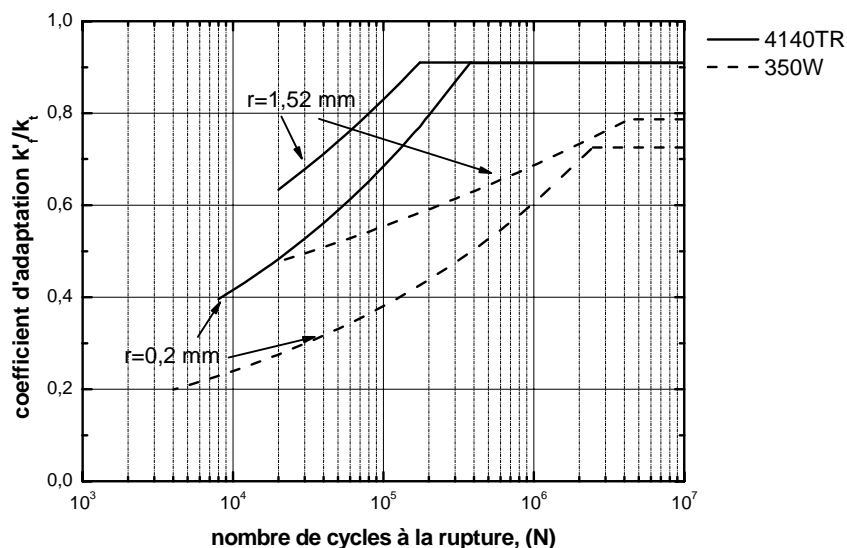


Figure 4.11 : Coefficient d'adaptation en fonction du nombre de cycles à $R = 0$

À $R = 0$, le coefficient d'adaptation de l'acier 4140TR avec entaille douce atteint le plateau supérieur à des durées de vie plus faibles qu'à $R = -1$, et l'inverse se produit pour l'acier 350W. Une diminution plus modérée est observée dans le cas de l'acier 350W avec entaille douce.

En résumé de cette partie, pour un même matériau et géométrie, les facteurs k_f sont à peu près égaux pour les deux rapports R . L'écart entre le facteur k_f et k_t augmente dans le cas d'une entaille sévère surtout dans le cas de l'acier plus résistant. Les règles de calcul de Peterson, Neuber et al prévoient un tel comportement mais sous-estiment les k_f expérimentaux. Le facteur de réduction de la résistance en fatigue diminue quand la durée de vie décroît. Un effet plus marqué est observé pour l'entaille sévère et l'acier doux.

4.5 Prédiction de la courbe S-N

La méthode de Juvinall estime la courbe S-N d'une pièce avec bord lisse connaissant sa dimension, le fini de surface, la résistance à la traction du matériau ainsi que le type de sollicitation auquel elle est soumise. La résistance à 1000 cycles est obtenue en appliquant un facteur de 0.75 (facteur m') à la résistance à la traction dans le cas d'un chargement axial. La

limite d'endurance est une fraction plus faible de la résistance à la traction (facteur m ; voir le paragraphe 1.3.2). Dans le cas d'une pièce entaillée, la limite d'endurance et la résistance à 1000 cycles estimées sur bord lisse sont divisées par le facteur de réduction de la résistance en fatigue k_f et k_f' respectivement. Dans l'approche de Juvinall les deux facteurs sont égaux.

Le facteur m_e est égal à 0,5 et celui de correction pour l'effet d'échelle est 0,9 pour les deux aciers et les trois géométries. Compte tenu que seules les éprouvettes avec entaille sévère présentent un fini brut d'usinage, le facteur de correction pour le fini de surface m_s appliqué est égal 0,67 pour l'acier 4140TR est de 0,77 pour l'acier de construction (voir figure 1.29). Dans le cas de l'entaille douce et ce avec bord lisse présentant un fini de surface poli miroir, sa valeur est de 1 pour les deux aciers.

Les résultats expérimentaux obtenus pour les deux aciers et les estimations données par la méthode de Juvinall sont confrontés dans les figures 4.12 et 4.13. Les courbes S-N des éprouvettes entaillées sont tracées en considérant le facteur k_f estimé par la règle de Neuber. Pour l'éprouvette avec bord lisse en 4140TR la méthode de Juvinall donne une très bonne estimation, la régression des points expérimentaux étant presque confondue avec la prédiction de Juvinall. Dans le cas de l'acier 350W l'estimation est un peu décalée vers le bas mais elle reste très proche des valeurs mesurées. L'estimation de la limite d'endurance d'une éprouvette présentant une entaille sévère s'avère être conservatrice et celle de l'entaille douce en 350W est non sécuritaire.

La résistance des éprouvettes avec entaille (douce et sévère) est sous-estimée aux courtes durées de vie, peu importe le matériau. L'écart entre les points expérimentaux et l'estimation de la courbe S-N augmente avec la sévérité d'entaille et devient de plus en plus important pour des courtes durées de vie. Les figures 4.14 et 4.15 montrent les estimations données par une approche de Juvinall modifiée où on utilise la même valeur pour la résistance à 1000 cycles (75% de la résistance à la traction) peu importe la géométrie de l'éprouvette. L'approche de Juvinall modifiée donne une meilleure estimation de la courbe S-N surtout quand la durée de vie diminue.

Les figures 4.16 à 4.20 comparent des estimations par l'approche amorçage-propagation (A-P) avec les points expérimentaux. L'approche amorçage-propagation a été présentée à la section 1.3.4.

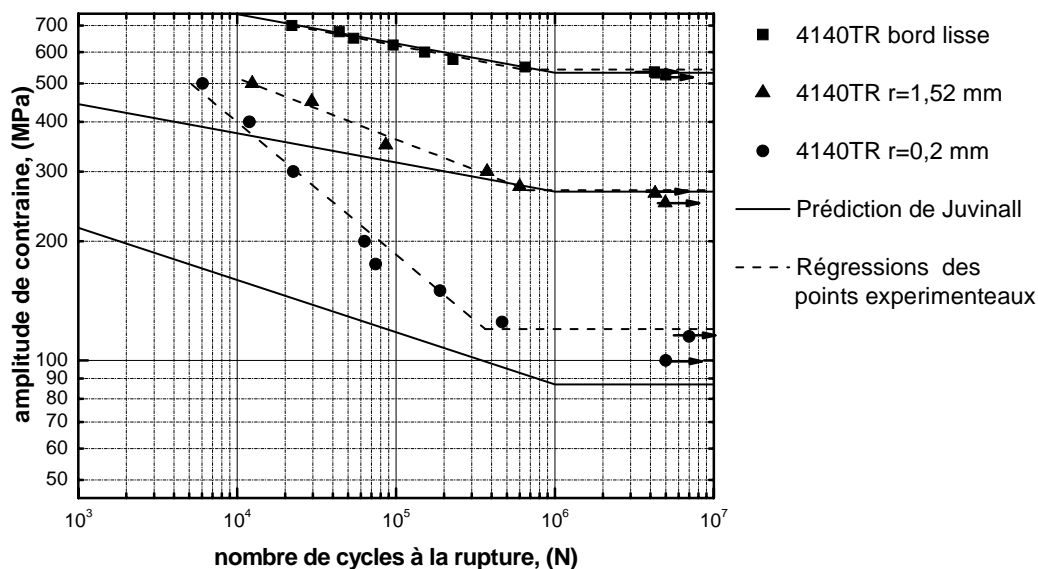


Figure 4.12 : Prédiction de la courbe S-N à $R = -1$ à partir de la méthode de Juvinal pour l'acier 4140TR

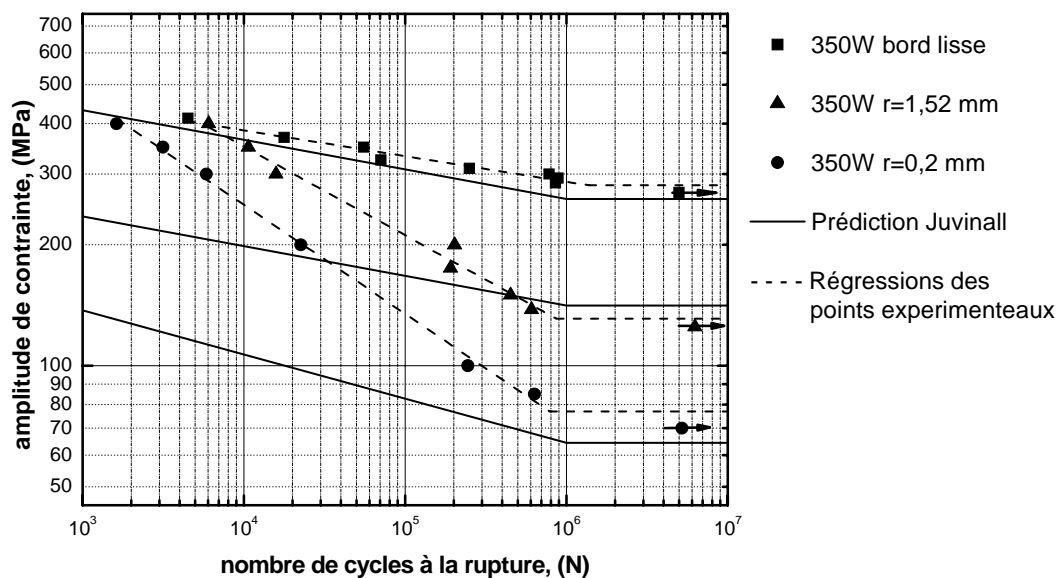


Figure 4.13 : Prédiction de la courbe S-N à $R = -1$ à partir de la méthode de Juvinal pour l'acier 350W

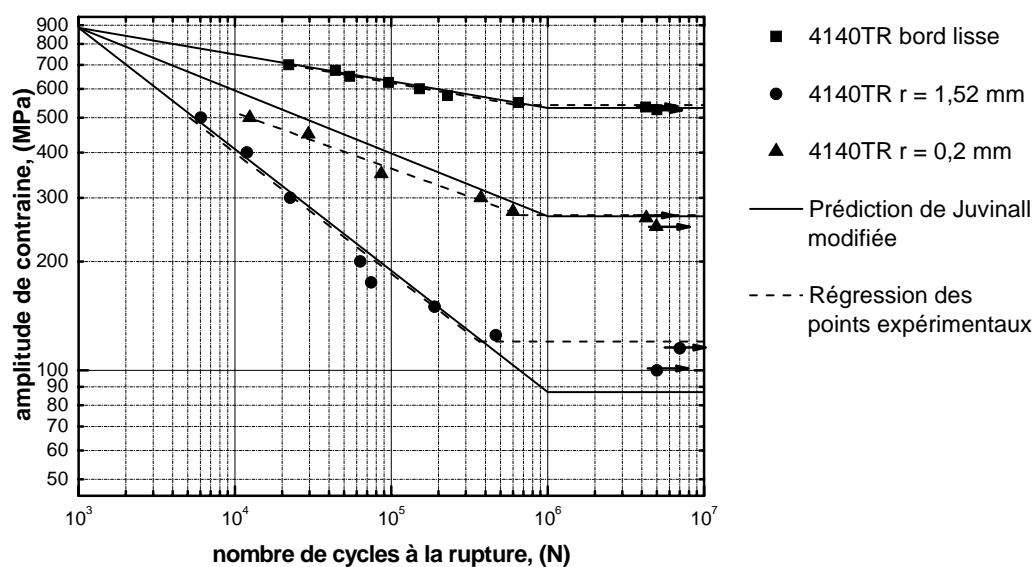


Figure 4.14 : Prédiction de la courbe S-N à $R = -1$ à partir de la méthode de Juvinall modifiée pour l'acier 4140TR

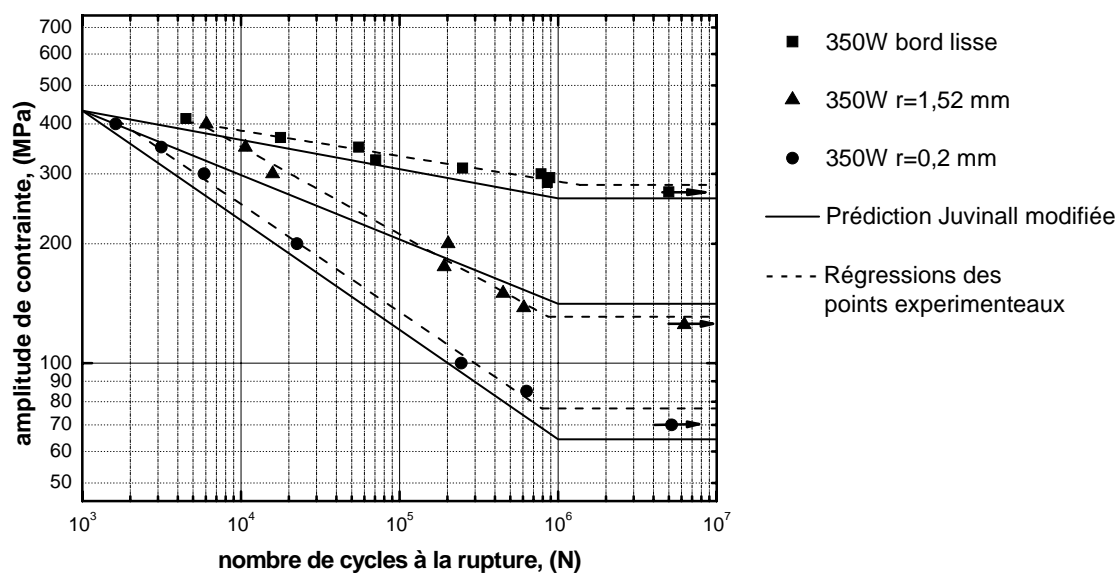


Figure 4.15 : Prédiction de la courbe S-N à $R = -1$ à partir de la méthode de Juvinall modifiée pour l'acier 350W

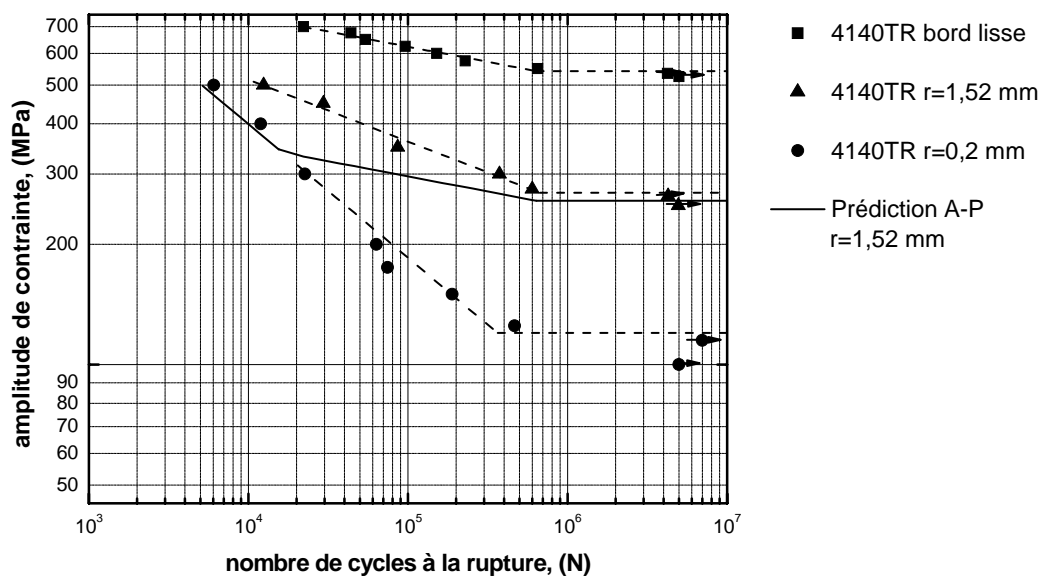


Figure 4.16 : Prédiction de la courbe S-N à $R = -1$ de l'éprouvette avec entaille douce ($r = 1,52$ mm) avec l'approche d'amorçage/propagation pour l'acier 4140 TR

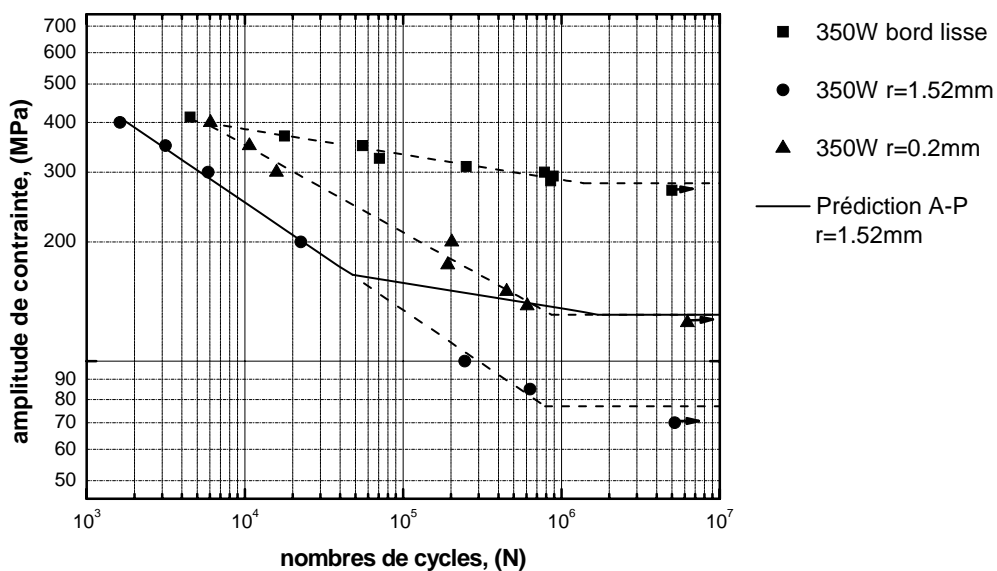


Figure 4.17 : Prédiction de la courbe S-N à $R = -1$ de l'éprouvette avec entaille douce ($r = 1,52$ mm) avec l'approche d'amorçage-propagation pour l'acier 350W

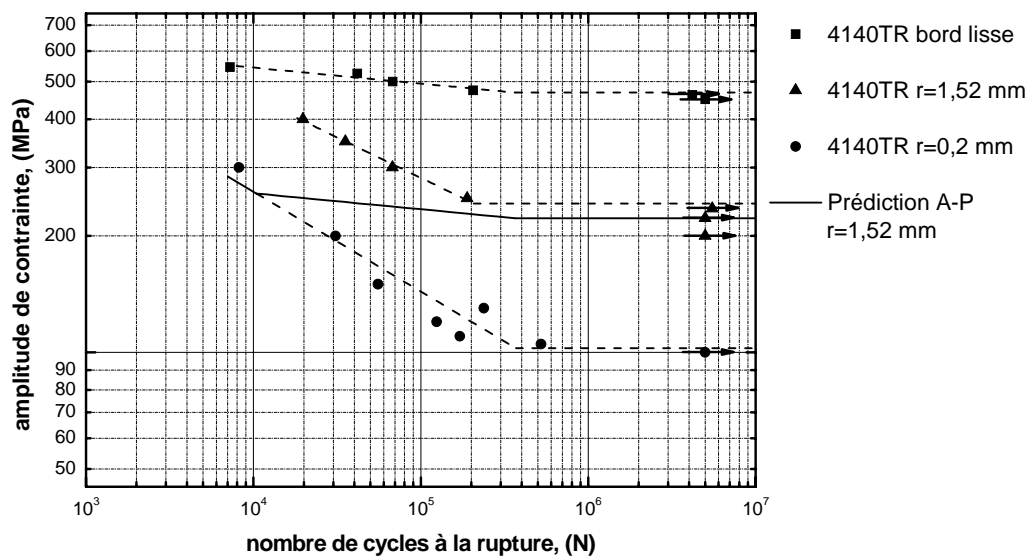


Figure 4.18 : Prédiction de la courbe S-N à $R = 0$ de l'éprouvette avec entaille douce ($r = 1,52$ mm) avec l'approche d'amorçage-propagation pour l'acier 4140TR

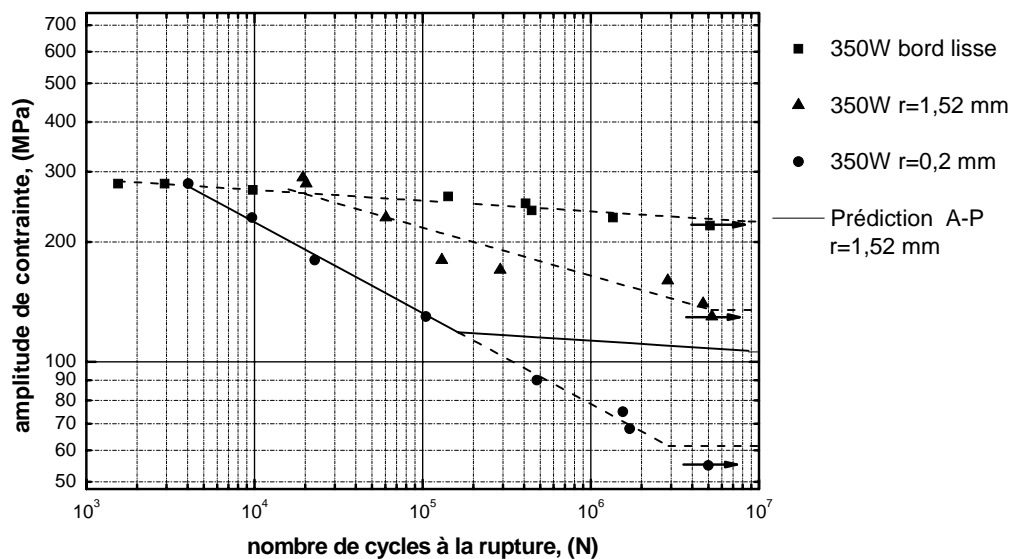


Figure 4.19 : Prédiction de la courbe S-N à $R = 0$ de l'éprouvette avec entaille douce ($r = 1,52$ mm) avec l'approche d'amorçage-propagation pour l'acier 350W

Selon les courbes S-N de l'entaille douce prédites par l'approche A-P, la durée de vie au-delà de 10^4 cycles est contrôlée par l'amorçage pour l'acier 4140TR à $R = -1$. Par contre, la durée de vie de l'acier de construction est dominée par la propagation jusqu'à presque 10^5 cycles. L'approche A-P est conservatrice pour des durées de vie inférieures à 5×10^5 cycles environ pour les 2 matériaux. La position plus haute des points expérimentaux s'explique par un effet de plasticité en fond d'entaille. En effet, le facteur de concentration de contrainte est plus faible en régime plastique. Cet effet est plus prononcé pour l'acier 350W.

On remarque que la limite d'endurance de l'éprouvette en acier 4140TR sollicitée à $R=0$ est peu sous-estimée, tandis que celle faite en acier 350W l'est davantage. Dans le domaine des durées de vie finies on peut faire les mêmes commentaires qu'à $R = -1$. Il n'y a pas beaucoup d'effet du rapport R sur la durée de vie de transition amorçage/propagation. Par rapport à $R=-1$ (voir figures 4.18 et 4.19), un faible déplacement vers la gauche est observé dans le cas de l'acier 4140TR et un autre vers la droite dans le cas du 350W.

Pour résumer cette partie, la méthode de Juvinall donne une bonne estimation de la courbe S-N de l'éprouvette avec bord lisse surtout dans le cas de l'acier 4140TR. Par contre elle devient conservatrice quand la durée de vie diminue. La même remarque s'applique dans le cas de l'approche amorçage/propagation. L'approche de Juvinall modifiée proposée donne une meilleure proximité pour des faibles durées de vie.

4.6 Prise en compte de l'effet du rapport R

Le niveau de la contrainte moyenne influence le comportement en fatigue. Pour une durée de vie donnée, le même matériau et la même géométrie, l'amplitude de contrainte diminue avec une augmentation de la contrainte moyenne.

Afin d'étudier l'effet du rapport R , on a représenté toutes les courbes S-N d'une même géométrie sur un seul graphique. La figure 4.20 montre les résultats des essais de fatigue obtenus avec des éprouvettes avec bord lisse. Pour les deux matériaux, la courbe S-N à $R = 0$ présente une pente plus faible que celle à $R = -1$. Une pente faible se traduit par une diminution importante de la durée de vie en fatigue pour une petite augmentation de l'amplitude de contrainte. Le tableau 4.12 montre le rapport entre les pentes des régressions faites pour les deux rapports R , (voir tableaux 4.5 et 4.8).

Tableau 4.12 : Rapport entre les pentes des courbes S-N à $R = -1$ et à $R = 0$ (bord lisse)

	4140TR	350W
$b_{R=-1}/b_{R=0}$	1,842	2,37

Le tableau 4.13 montre la réduction de la limite d'endurance. La chute de la limite d'endurance est plus accentuée dans le cas de l'acier doux.

Tableau 4.13 : Rapport des résistances à 5 millions cycles (bord lisse)

	4140TR	350W
$\sigma_{D(R=-1)}/\sigma_{D(R=0)}$	1,16	1,25

La figure 4.20 montre les courbes S-N des éprouvettes avec entaille douce ($r = 1,52$ mm) pour les deux rapports R et les deux aciers. La courbe S-N à $R = 0$ de l'acier 4140TR est plus abrupte que celle à $R = -1$. Pour ce qui est de l'acier 350W la tendance observée sur bord lisse se maintient avec un rapport de 1.83. Le tableau 4.14 et 4.15 montrent les rapports entre les pentes des courbes S-N aux deux rapports R et la réduction de la limite d'endurance à $R = 0$ respectivement.

Tableau 4.14 : Rapport entre les pentes des courbes S-N à $R = -1$ et à $R = 0$ (entaille douce ; $r = 1,52$ mm)

	4140TR	350W
$b_{R=-1}/b_{R=0}$	0,74	1,83

Tableau 4.15 : Rapport des résistances à 5 millions de cycles (entaille douce ; $r = 1,52$ mm)

	4140TR	350W
$\sigma_{D(R=-1)}/\sigma_{D(R=0)}$	1,11	0,97

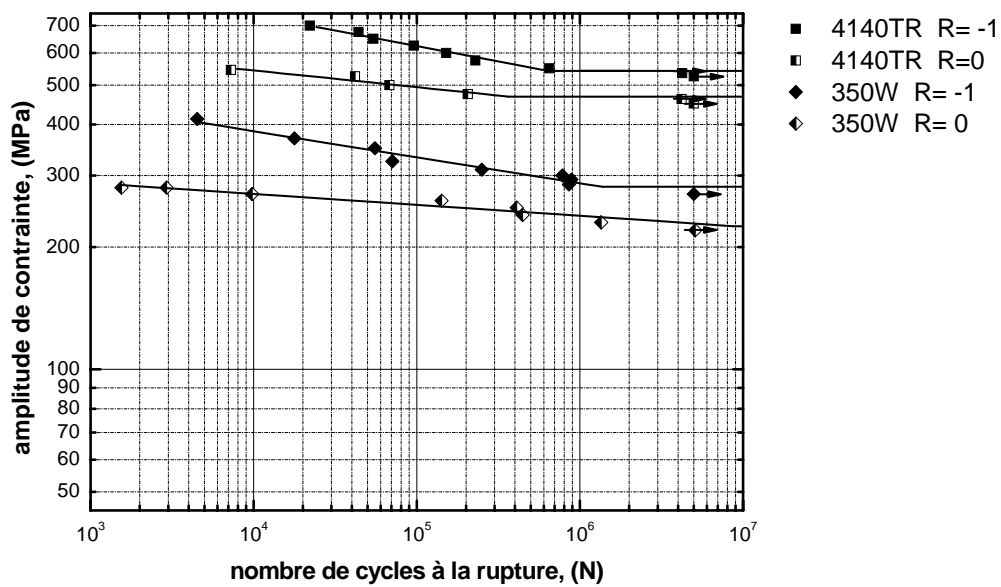


Figure 4.20: Courbes S-N d'éprouvettes avec bord lisse

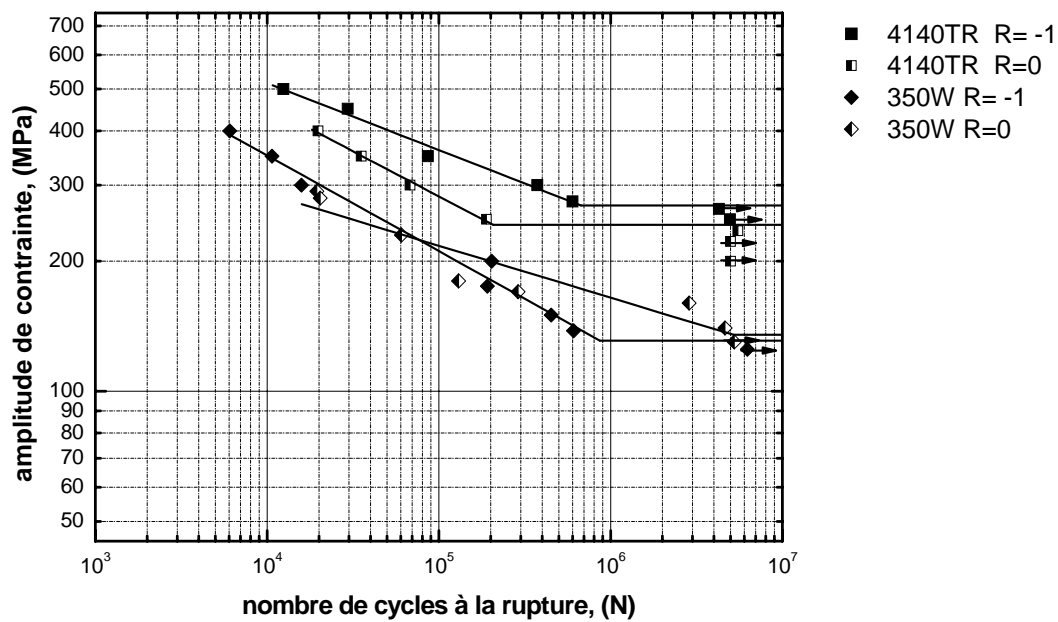


Figure 4.21: Courbes S-N d'éprouvettes entaillées (r = 1,52 mm)

Le rapport entre les résistances à 5 millions de cycles de l'acier 4140TR aux deux rapports R, qui était de 1,16 pour la géométrie à bord lisse, diminue à 1,11 dans le cas d'une entaille douce. La résistance à 5 millions de cycles de l'acier 350W avec entaille douce est comparable pour les deux rapports R. De plus, les points des deux courbes S-N sont presque confondus, jusqu'à 3×10^5 cycles. Ce matériau moins résistant n'est pas sensible à l'effet du rapport R en présence d'une entaille douce.

La figure 4.22 montre les courbes S-N d'éprouvettes avec entaillé sévère pour les deux rapports R et les deux aciers. Pour des durées de vie allant jusqu'à un demi-million de cycles, les points expérimentaux de l'acier 350W avec entaille sévère aux deux rapports R sont presque confondus. Pour une géométrie avec une entaille sévère et pour des durées de vie intermédiaires, l'effet du rapport R est négligeable dans le cas de l'acier moins résistant.

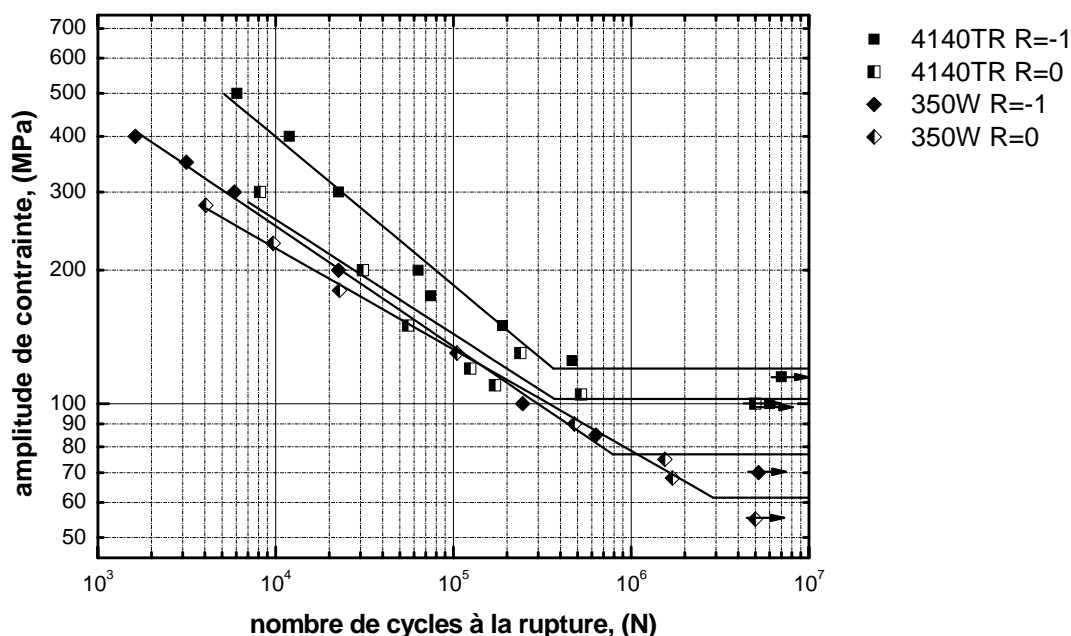


Figure 4.22 : Courbes S-N d'éprouvettes entaillées ($r = 0,2$ mm)

Le tableau 4.16 montre le rapport des pentes des régressions pour les éprouvettes entaillées ($r = 0,2$ mm) en fonction du rapport R.

Tableau 4.16 : Rapport entre les pentes des courbes S-N à $R = -1$ et à $R = 0$ (entaille sévère ; $r = 0,2$ mm)

	4140TR	350W
$b_{R=-1}/b_{R=0}$	1,29	1,18

Les rapports des pentes pour les deux aciers sont plus faibles avec une entaille sévère qu'avec un bord lisse.

Le tableau 4.17 montre le rapport des résistances à 5 millions de cycles pour les deux matériaux.

Tableau 4.17 : Rapport des résistances à 5 millions cycles (entaille sévère ; $r = 0,2$ mm)

	4140TR	350W
$\sigma_{D(R=-1)}/\sigma_{D(R=0)}$	1,17	1,25

Une contrainte moyenne positive entraîne une réduction de la résistance à 5 millions de cycles des deux aciers en présence d'une entaille sévère. La chute est plus importante pour l'acier de construction. Dans le cas de l'acier 4140TR, le rapport des limites d'endurance est presque le même que sur bord lisse. De plus, si l'acier 350 W montrait une insensibilité à l'effet du rapport R sur la résistance à 5 millions de cycles en présence d'une entaille douce, ce n'est pas le cas pour l'entaille sévère qui montre le même rapport de limites d'endurance que pour le bord lisse.

Les résultats expérimentaux nous permettent de tester la validité des équations qui prédisent le comportement en fatigue en présence d'une contrainte moyenne de traction. Nous avons considéré notamment l'équation de Goodman modifiée (équation 1.12). Le tableau 4.18 compare les valeurs prédites par cette équation et les résultats expérimentaux pour les trois géométries.

Les figures 4.21 et 4.22 montrent graphiquement l'écart entre les valeurs obtenues expérimentalement et les prédictions faites par l'équation de Goodman modifiée.

Tableau 4.18 : Valeurs prédites et mesurées de la résistance à 5 millions de cycles à $R = 0$

	4140TR			350W		
Géométrie	Bord lisse	r=1,52 mm	r=0,2 mm	Bord lisse	r=1,52 mm	r=0,2 mm
$\sigma_{D(R=0)}$ (MPa) Goodman modifié	397,8	227,95	111,1	200	110,2	69,3
$\sigma_{D(R=0)}$ (MPa) expérimental	468,5	242,5	102,5	225	135	61,5

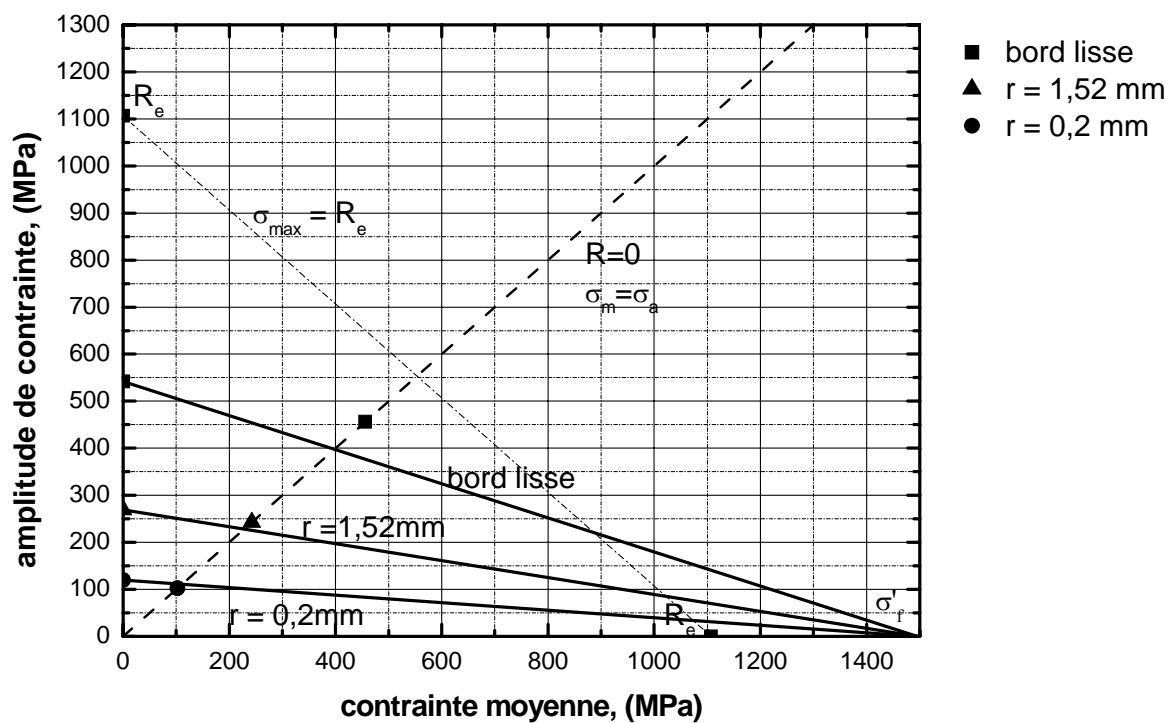


Figure 4.23 : Diagramme de Goodman modifié pour la limite d'endurance de l'acier 4140TR

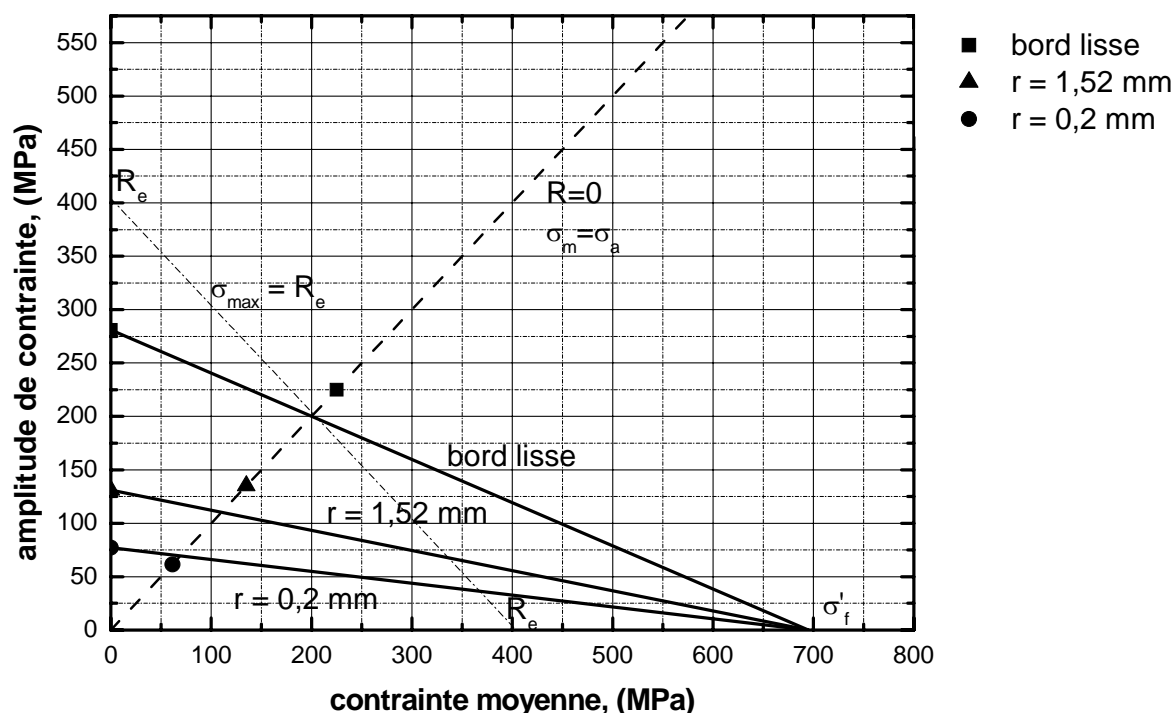


Figure 4.24 : Diagramme de Goodman modifié pour la limite d'endurance de l'acier 350W

L'exactitude de la prédiction accroît avec l'augmentation de la sévérité d'entaille. Si pour les éprouvettes avec bord lisse et entaille douce la prédiction est conservatrice, elle devient meilleure voire un peu non sécuritaire pour une entaille sévère. Une meilleure proximité est observée pour les géométries entaillées faites de l'acier 4140TR. Il faut aussi remarquer que la contrainte maximale à la limite d'endurance à $R = 0$ d'un échantillon lisse en acier 350W est supérieure à la limite d'élasticité monotone. En d'autres termes, la rupture par fatigue de cet acier à $R = 0$ ne peut pas avoir lieu si la conception des pièces interdit l'écoulement plastique.

De façon plus générale, la validité des formules de Goodman, Goodman modifiée, Gerber ainsi que celle du paramètre de Smith-Watson-Topper (SWT) (équations 1.11, 1.12 et 1.13) ont été testées sur l'ensemble des données S-N. Les amplitudes de contrainte à $R = 0$ ont été converties en amplitudes de contrainte équivalente à $R = -1$, selon la démarche proposée par Dowling

(équations 9.15 à 9.18). Les données S-N à $R = 0$, où S est traduit en amplitude de contrainte équivalente à $R = -1$ sont alors comparées avec les données S-N directement obtenues à $R = -1$ (figures 4.25 à 4.40).

Dans le cas d'une géométrie avec bord lisse, une bonne corrélation est obtenue pour les deux matériaux avec la contrainte de Gerber (figures 4.28 et 4.32), contrairement aux autres contraintes équivalentes (Goodman, Goodman modifié, et SWT) qui surestiment la résistance expérimentale à $R = -1$.

La contrainte de Gerber donne une bonne corrélation pour les géométries entaillées faites de l'acier 350W, mais elle sous estime la résistance expérimentale de l'acier 4140TR à $R = -1$ (voir figures 4.34, 4.36, 4.38 et 4.40).

La contrainte équivalente de Goodman modifiée donne une bonne estimation de la résistance expérimentale à $R = -1$ obtenue sur 4140TR avec entaille douce (figure 4.33). Par contre elle sous-estime la résistance à $R = -1$ d'une entaille sévère du même matériau (figure 4.37). Dans le cas des éprouvettes faites de l'acier 350W, qu'il s'agisse d'une entaille sévère ou d'une entaille douce, la contrainte de Goodman modifié surestime la résistance expérimentale à $R = -1$ (figures 4.35 et 4.39).

Pour résumer cette partie sur l'effet du rapport R, la réduction de l'amplitude de contrainte à la limite d'endurance entre $R=-1$ et $R=0$ sur bord lisse est supérieure pour l'acier 350W (25%) que pour l'acier 4140TR (16%). Cependant, la rupture par fatigue de l'acier 350W à $R=0$ ne peut pas avoir lieu si la conception des pièces interdit l'écoulement plastique. Dans le cas des géométries entaillées, l'effet du rapport R reste important pour l'acier 4140TR mais il devient très faible pour l'acier 350 W au delà de la limite d'endurance. Pour les deux aciers, la relation de Goodman modifiée surestime l'effet du rapport R sur la limite d'endurance, surtout pour la géométrie à bord lisse. Parmi quatre paramètres de corrélation, la relation de Gerber donne la meilleure prédiction des courbes S-N.

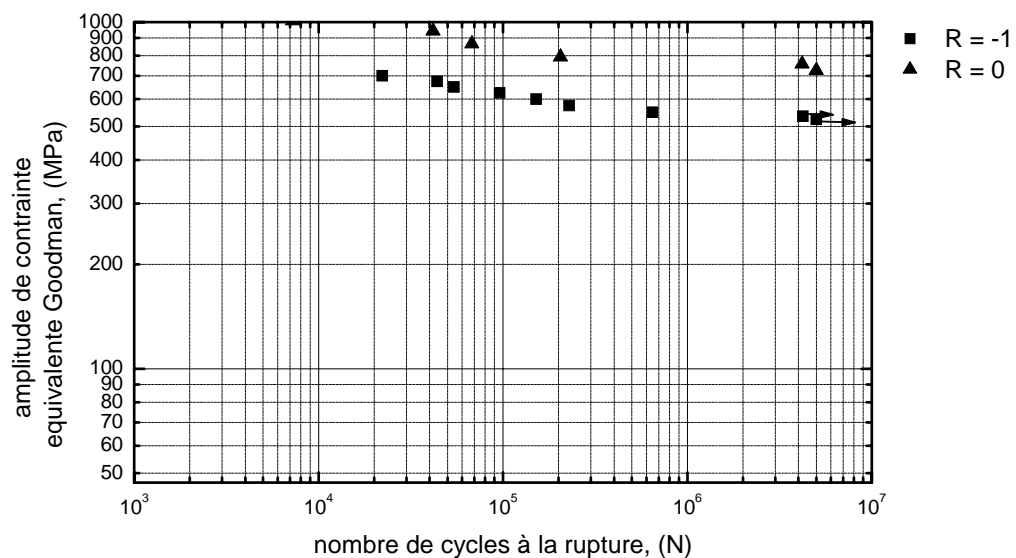


Figure 4.25 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Goodman à $R = -1$, (4140TR avec bord lisse)

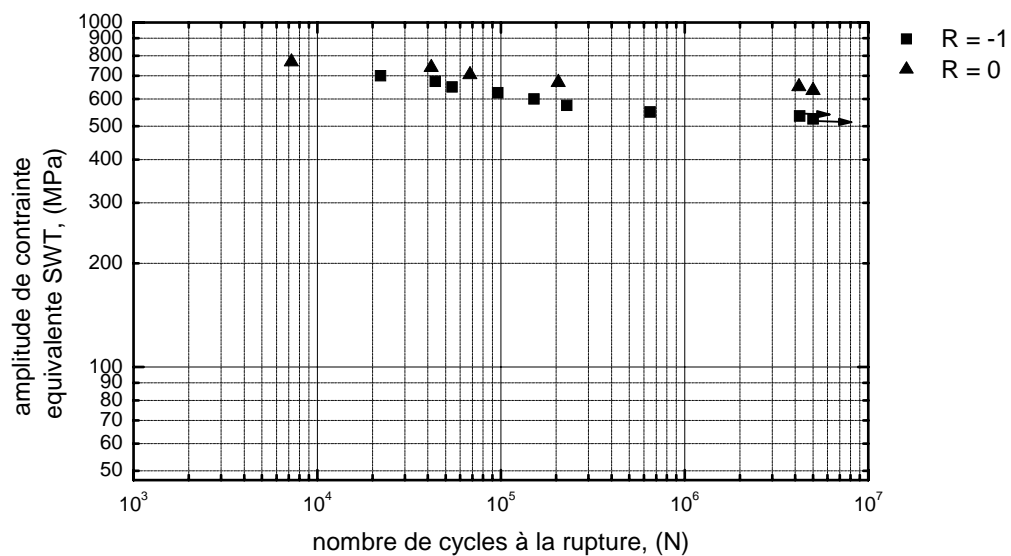


Figure 4.26 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de SWT à $R = -1$, (4140TR avec bord lisse)

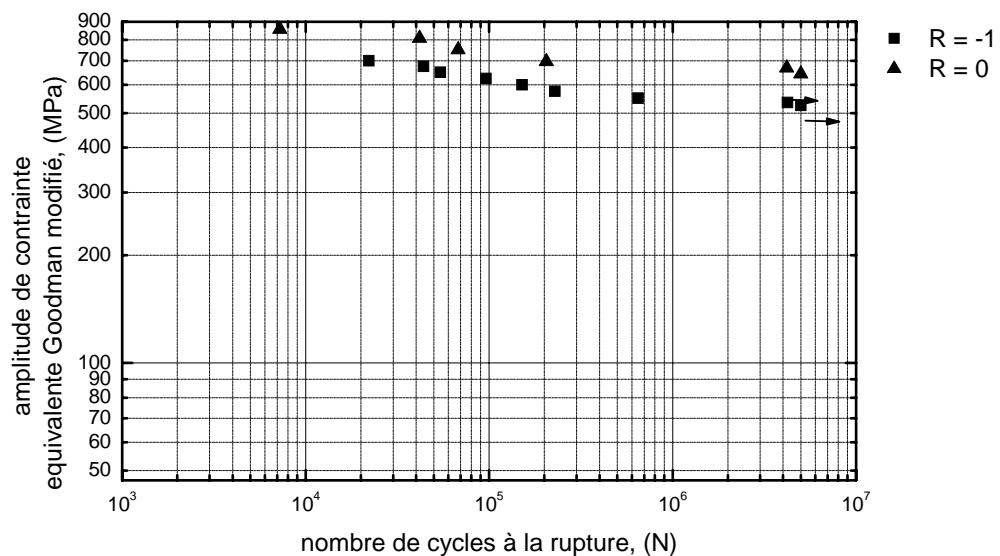


Figure 4.27 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Goodman modifié à $R = -1$, (4140TR avec bord lisse)

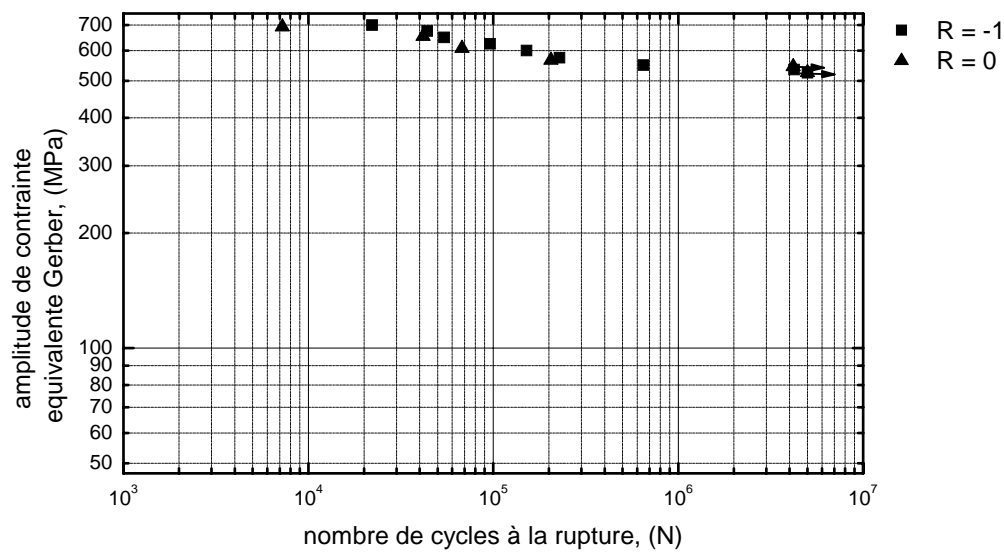


Figure 4.28 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Gerber à $R = -1$, (4140TR avec bord lisse)

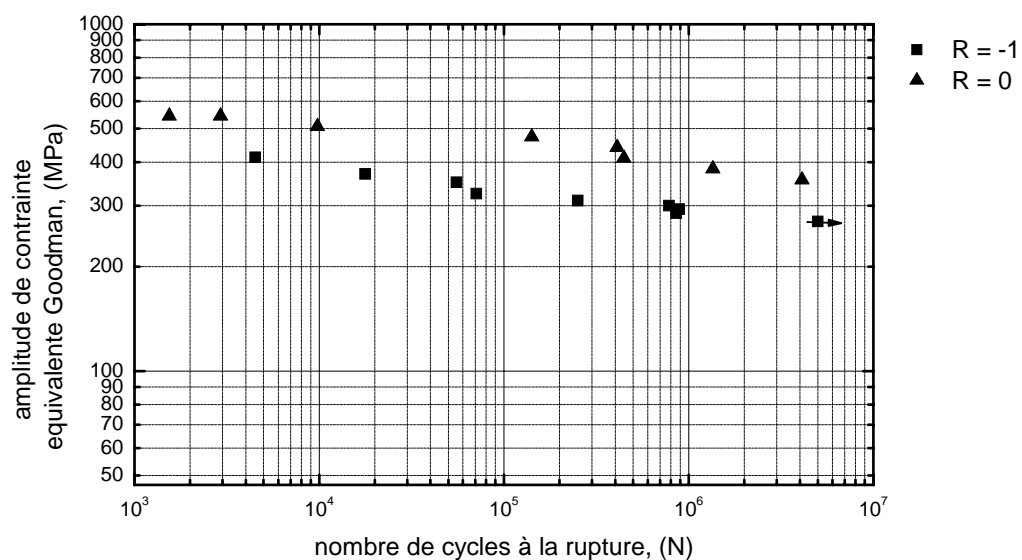


Figure 4.29 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Goodman à $R = -1$, (350W avec bord lisse)

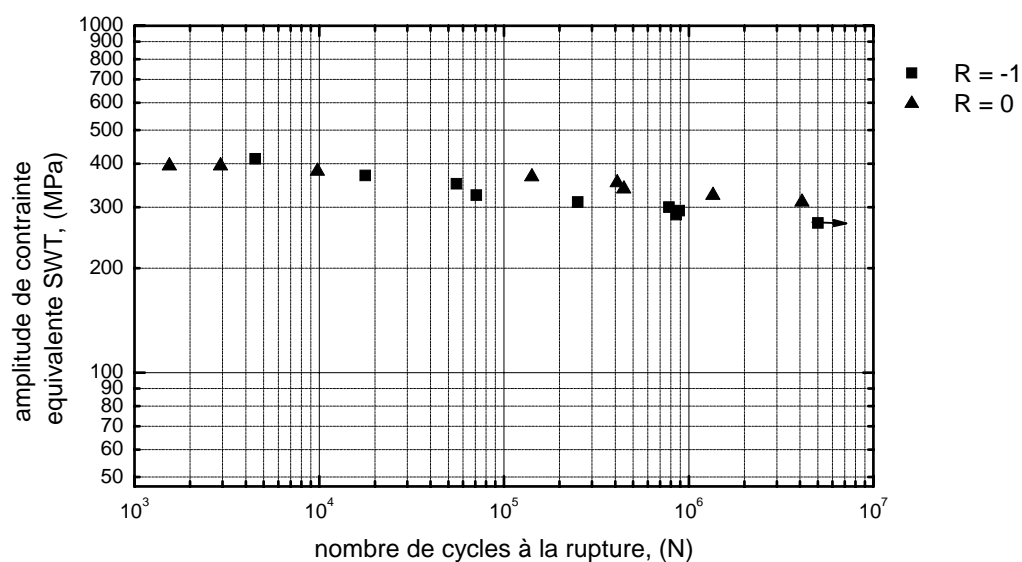


Figure 4.30 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de SWT à $R = -1$, (350W avec bord lisse)

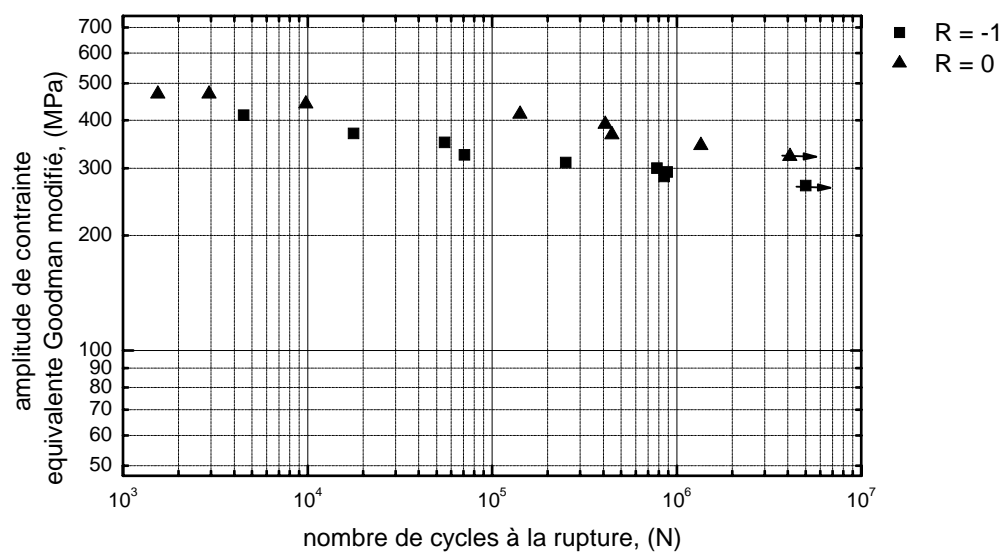


Figure 4.31: Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Goodman modifié à R = -1, (350W avec bord lisse)

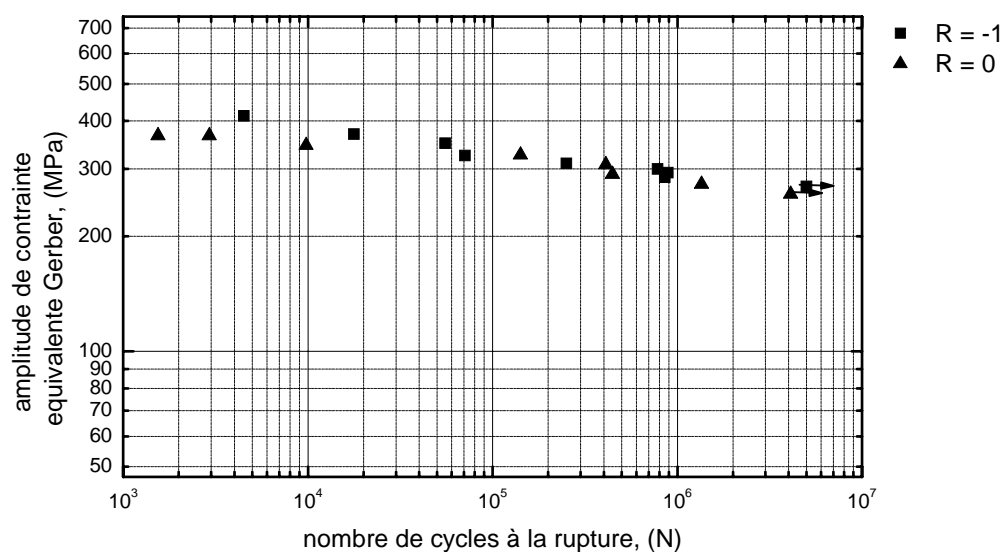


Figure 4.32 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Gerber à R = -1, (350W avec bord lisse)

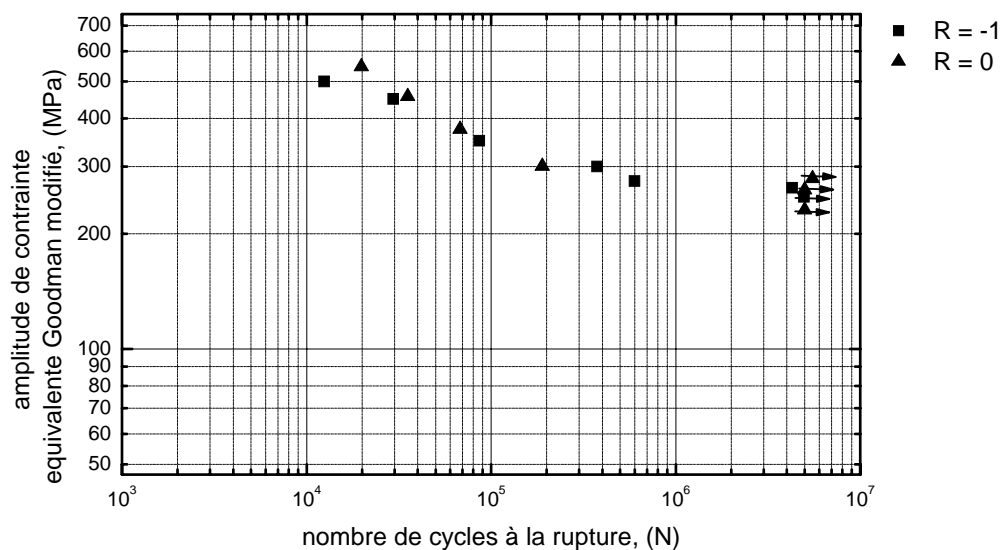


Figure 4.33 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Goodman modifiée à $R = -1$, (4140TR avec entaille $r = 1,52$ mm)

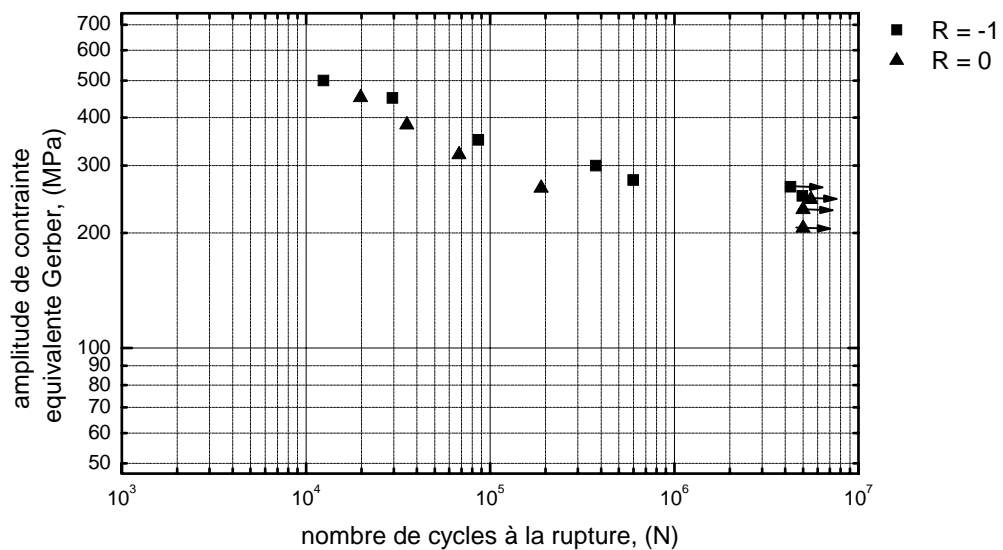


Figure 4.34 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Gerber à $R = -1$, (4140TR avec entaille $r = 1,52$ mm)

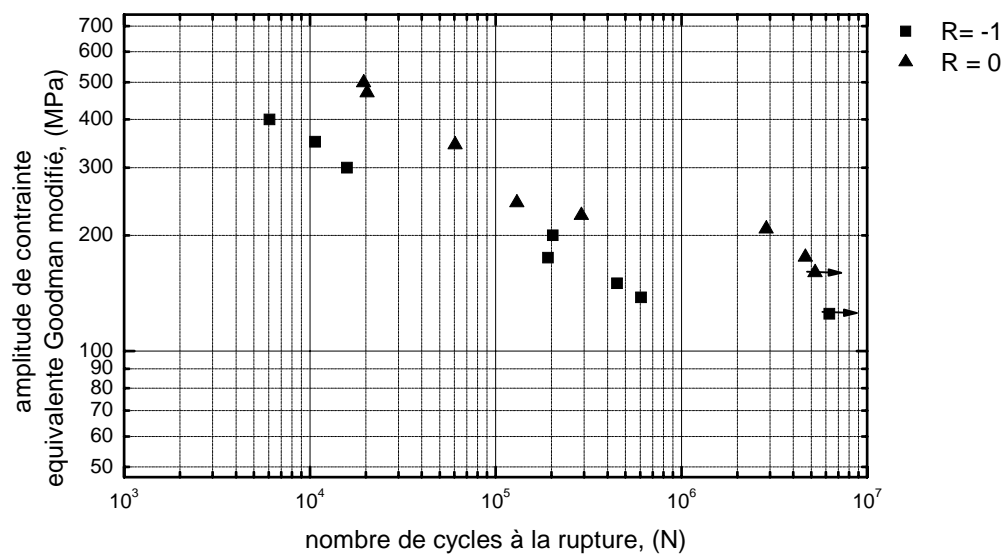


Figure 4.35 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Goodman modifié à $R = -1$, (350W avec entaille $r = 1,52$ mm)

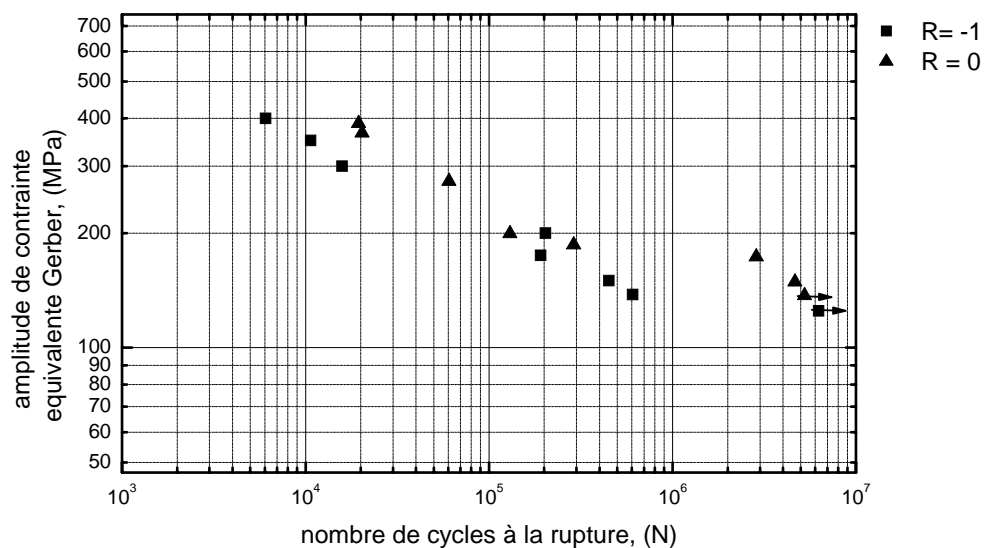


Figure 4.36 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Gerber à $R = -1$, (350W avec entaille $r = 1,52$ mm)

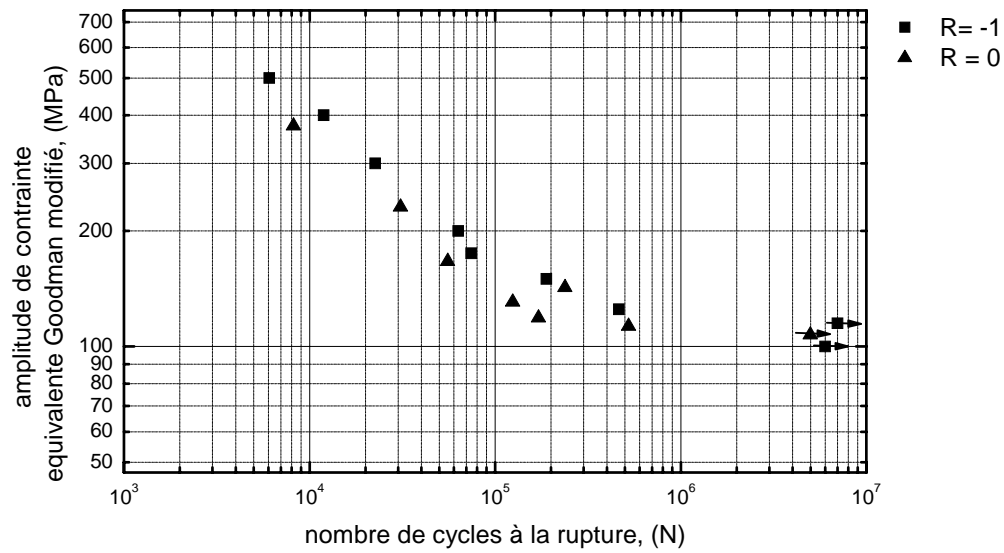


Figure 4.37 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Goodman modifié à $R = -1$, (4140TR avec entaille $r = 0,2$ mm)

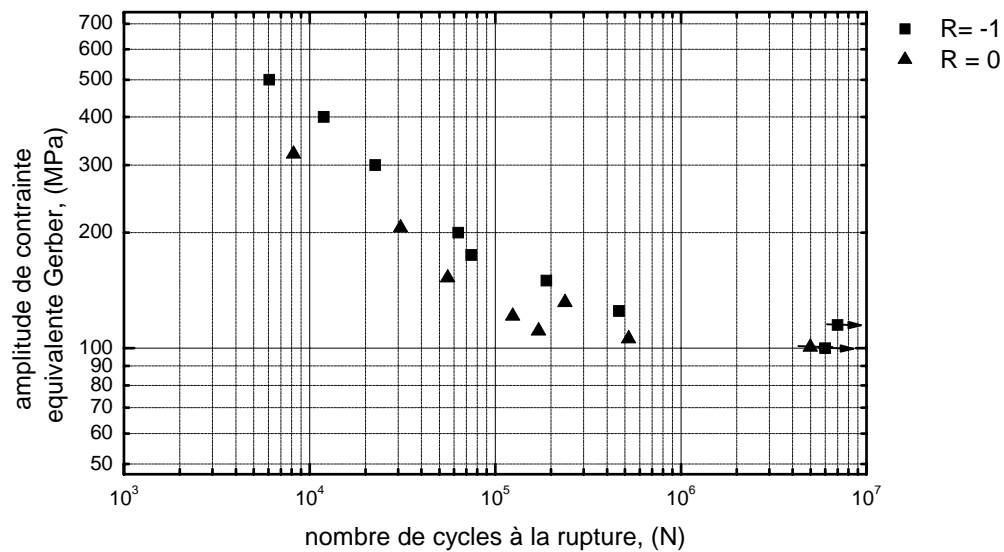


Figure 4.38 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Gerber à $R = -1$, (4140TR avec entaille $r = 0,2$ mm)

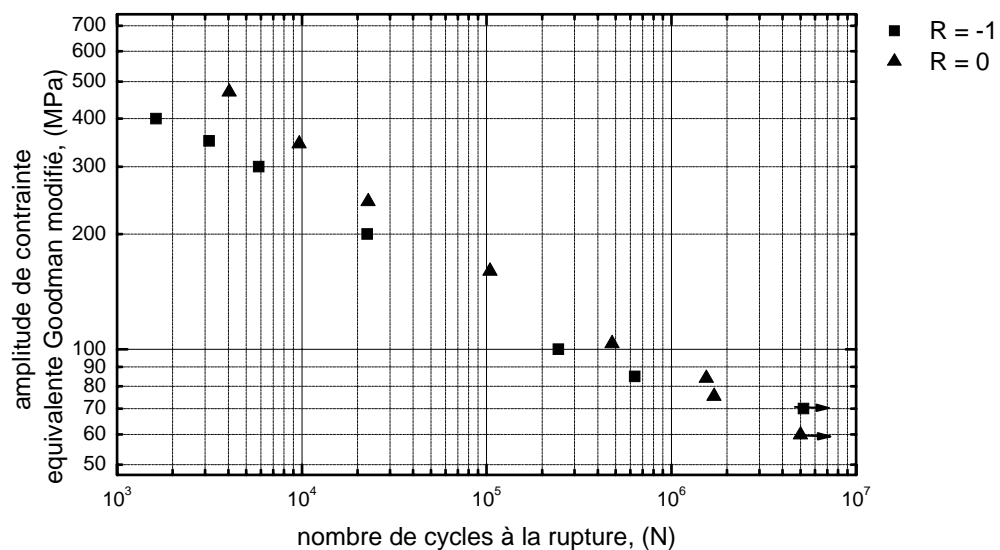


Figure 4.39 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Goodman modifié à R = -1, (350W avec entaille r = 0,2 mm)

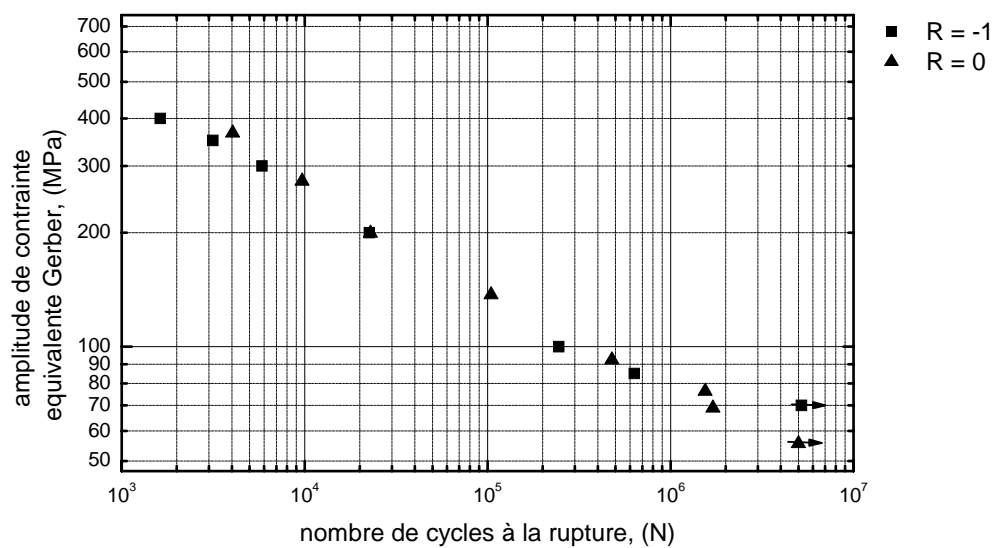


Figure 4.40 : Comparaison des données S-N aux deux rapports R en termes de contrainte équivalente de Gerber à R = -1, (350W avec entaille r = 0,2 mm)

5 ÉTUDE FRACTOGRAPHIQUE

Les surfaces de rupture ont été systématiquement observées au stéréo-microscope pour toutes les combinaisons matériau, géométrie et rapport R . Les figures 5.1 et 5.2 montrent les faciès de rupture à $R = -1$ des éprouvettes (trois géométries) faites des aciers 4140TR et 350W respectivement. Pour chacune des courbes S-N, les photographies ont été prises sur deux éprouvettes, une rompue à grand nombre de cycles (photos du bas) et une autre rompue à faible nombre de cycles (photos du haut).

À un niveau de contrainte élevé la surface de rupture d'une éprouvette avec entaille douce présente plusieurs marches sur sa circonférence qui permettent de localiser les sites d'amorçage (figures 5.1 b et 5.2 b). Cela indique que plusieurs fissures se sont amorcées sur le pourtour pour converger vers la région de déchirement. La fissuration multiple est le résultat d'une zone de plasticité macroscopique en fond d'entaille et a pour conséquence le rapprochement avec les courbes S-N sur bord lisse à bas nombre de cycles, notamment pour l'acier 350W (figures 4.2 et 4.3). Pour une contrainte plus basse, la surface de rupture est plane et ne présente aucune marche (figures 5.1 e et 5.2 e). Le faciès de rupture final est probablement le résultat de l'amorçage et de la propagation d'une fissure unique.

La surface de rupture d'une entaille sévère est plane et perpendiculaire à la direction de chargement. Les marches sur la circonférence sont beaucoup moins visibles que dans le cas d'une entaille douce. Cela peut être expliqué par le fait que le rayon pointu localise une zone de déformation intense. Pour un niveau de contrainte alternée élevé, la zone de rupture finale se situe en plein centre (figures 5.1 c et 5.2 c). La taille de la zone de rupture finale augmente avec le niveau de la contrainte alternée peu importe la géométrie ou le type d'acier.

Dans le cas d'une éprouvette avec bord lisse, à bas niveau de contrainte, on distingue nettement une fissure de fatigue perpendiculaire à l'axe de traction, suivie par une déchirure finale à 45 degrés. La zone de rupture finale est diamétralement opposée au site d'amorçage (figure 5.1 d et 5.2 d). Par contre, à bas nombre de cycles, la déchirure ductile finale représente presque toute la surface de rupture (figure 5.1 a et 5.2 a).

D'une façon générale, à $R = -1$, les deux aciers ont un comportement similaire bien que les niveaux de contraintes soient différents.

Les figures 5.3 et 5.4 montrent les faciès de rupture à $R = 0$ des éprouvettes (trois géométries) faites de l'acier 4140TR et 350W respectivement. Comme à $R = -1$, les photographies ont été prises sur deux éprouvettes, une rompue à grand nombre de cycles et une autre rompue à faible nombre de cycles.

En présence d'une contrainte moyenne positive et à bas nombre de cycles, les éprouvettes avec bord lisse des deux aciers, montrent un faciès de rupture comparable (figures 5.3 a et 5.4 a). À cause du haut niveau de la contrainte maximale, la surface de rupture ressemble à celle d'un essai de traction.

Comme à $R = -1$, les faciès de rupture d'une éprouvette entaillée faite de l'acier 350W ressemblent beaucoup à ceux d'une éprouvette en 4140TR (figures 5.3 et 5.4).

Macroscopiquement il y a peu de différences entre les faciès de rupture des éprouvettes entaillées sollicitées en traction alternée ou en traction-compression. Cependant, on remarque que pour la même combinaison géométrie-acier-durée de vie, la région de déchirement final est plus grande en traction alternée (par exemple figures 5.2 b et 5.4 b). Cette observation peut se comprendre par les principes de la mécanique de la rupture. À $R = 0$, le niveau de la contrainte maximale σ_{\max} est plus élevé pour un nombre de cycles donné, donc le facteur d'intensité de contrainte K_{\max} va atteindre K_c à une plus petite longueur de fissure. Comme il n'y a pas beaucoup de différence entre les faciès de rupture des deux aciers pour la même géométrie et à une durée de vie comparable, on peut en conclure que la ténacité K_c du 4140TR est supérieur à celui du 350W.

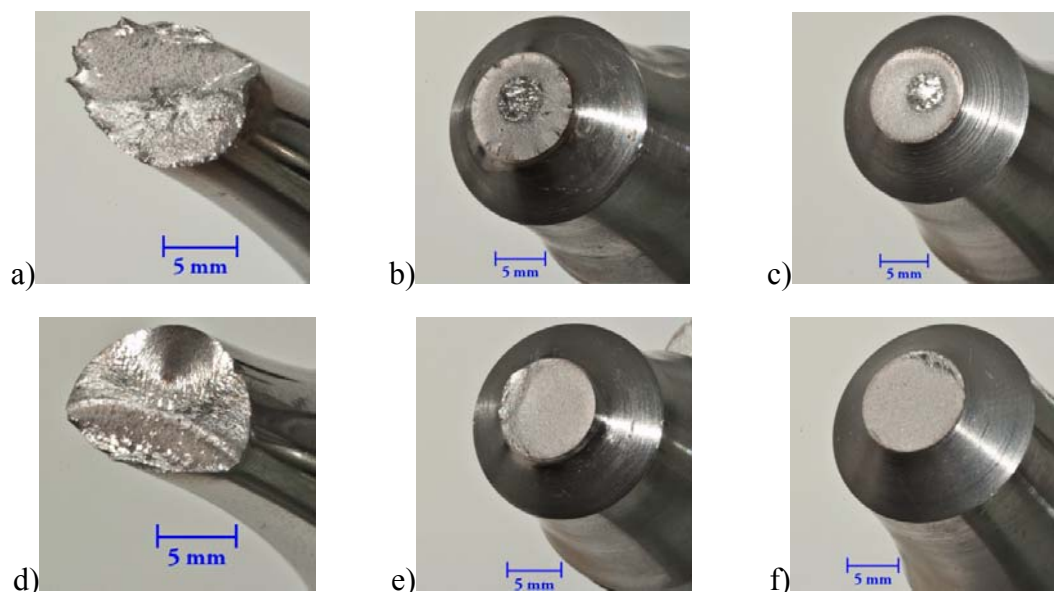


Figure 5.1: Surface de rupture de l'acier 4140TR sollicitée à $R = -1$: a) bord lisse, 22 131 cycles à 700 MPa, b) $r = 1,52$ mm 12 438 cycles à 500 MPa, c) $r = 0,2$ mm 6 061 cycles à 500 MPa, d) bord lisse 649 401 cycles à 550 MPa e) $r = 1,52$ mm 599 380 cycles à 275 MPa et f) $r = 0,2$ mm 464 566 cycles à 125 MPa

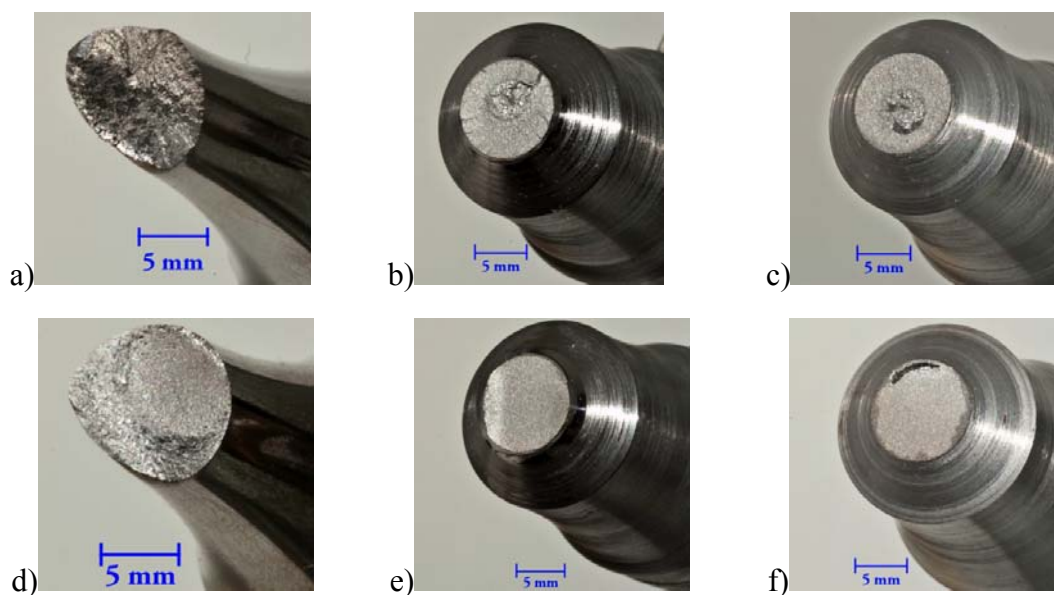


Figure 5.2 : Surface de rupture de l'acier 350W sollicité à $R = -1$: a) bord lisse 4 500 cycles à 413 MPa, b) $r = 1,52$ mm 6 062 cycles à 400 MPa, c) $r = 0,2$ mm 1625 cycles à 400 MPa, d) bord lisse 887 001 cycles à 293 MPa, e) $r = 1,52$ mm 607 064 cycles à 138 MPa et f) $r = 0,2$ mm 632 780 cycles à 85 MPa

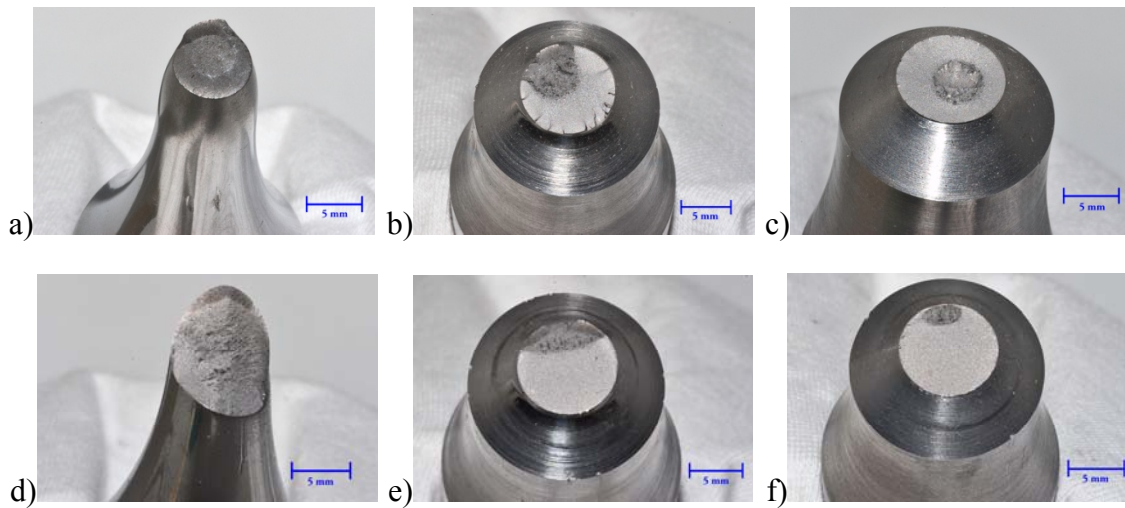


Figure 5.3: Surface de rupture de l'acier 4140TR sollicité à $R=0$: a) bord lisse 7 249 cycles à 545 MPa, b) $r = 1,52$ mm 19 084 cycles à 400 MPa, c) $r = 0,2$ mm 8 191 cycles à 300 MPa, d) bord lisse 205 498 cycles à 474 MPa, e) $r = 1,52$ mm 189 240 cycles à 250 MPa, et f) $r = 0,2$ mm 523 086 cycles à 105 MPa

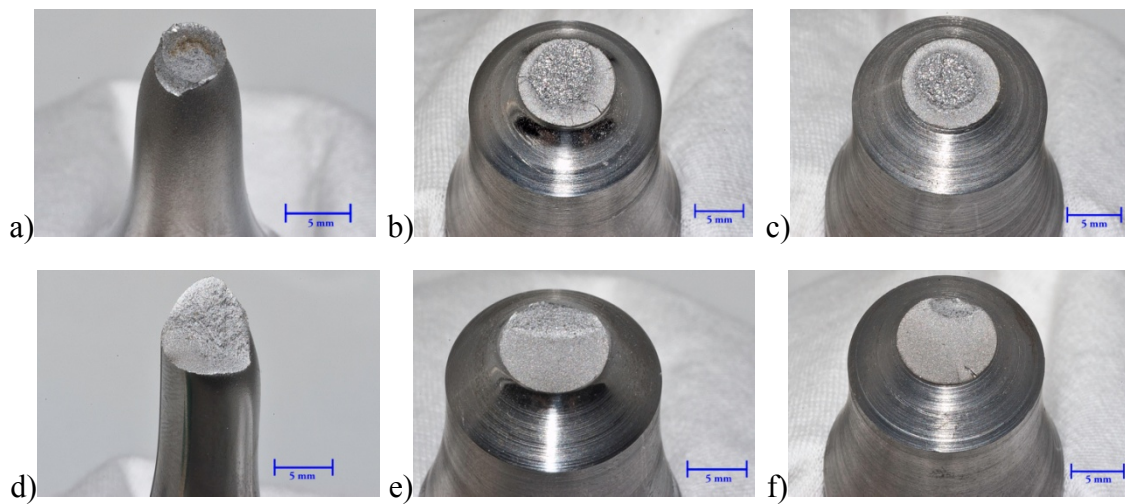


Figure 5.4: Surface de rupture de l'acier 350W sollicitée à $R=0$: a) bord lisse, 1 516 cycles à 280 MPa, b) $r = 1,52$ mm 20 352 cycles à 290 MPa, c) $r = 0,2$ mm 4 441 cycles à 280 MPa, d) bord lisse 1 352 450 cycles à 230 MPa, e) $r = 1,52$ mm 4 644 501 cycles à 140 MPa et f) $r = 0,2$ mm 1 548 418 cycles à 85 MPa

6 CONCLUSIONS

Des données de fatigue S-N pour deux métaux ferreux, trois géométries et deux rapports R ont été produites et analysées. Un acier de construction 350W et un acier 4140 à l'état trempé et revenu ont été choisis. Le comportement de base en fatigue des deux matériaux a été étudié sur une géométrie d'éprouvette cylindrique à bord lisse. L'effet d'entaille a été exploré sur deux géométries d'éprouvettes cylindriques dotées d'une entaille en V circonférentielle de 90 degrés d'angle d'ouverture, présentant un rayon en fond d'entaille de 1,52 mm et 0,2 mm. Le facteur de concentration de contrainte correspondant est égal à 2,11 pour l'entaille douce et 5,03 pour l'entaille sévère. Les essais de fatigue ont été réalisés à deux rapports de contraintes $R = 0$ et $R = -1$. Les principales conclusions sont les suivantes.

Dans presque tous les cas les données S-N dans un diagramme log-log s'alignent selon une droite décroissante jusqu'à environ 10^6 cycles puis présentent un plateau vers 10^6 - 10^7 cycles. Elles ont pu être réduites à une « courbe S-N » qui consiste en une régression linéaire et une « limite d'endurance ». Cette limite représente en fait la résistance en fatigue à 5 millions de cycles.

La limite d'endurance de l'éprouvette à bord lisse sollicitée à $R = -1$ est égale à 46% et 49% de la résistance à la traction des aciers 4140TR et 350W respectivement. À $R = 0$, la limite d'endurance est égale à 39% de la résistance à la traction des deux aciers.

Les courbes S-N de l'acier 4140TR sont pour toutes les géométries situées au-dessus de celles du 350W. Les courbes S-N des éprouvettes entaillées sont d'autant plus basses par rapport aux courbes des éprouvettes à bord lisse que le facteur k_t est élevé. La chute de la limite d'endurance la plus marquée a été observée dans le cas de l'acier 4140TR, ce matériau donc plus sensible à l'effet d'entaille. Ceci a pour conséquence que le rapport entre les limites d'endurance des deux aciers diminue quand la sévérité d'entaille augmente.

Cependant si l'augmentation de la sévérité d'entaille entraîne une diminution de la limite d'endurance, la réduction de la résistance diminue quand le nombre de cycles à la rupture diminue. Les courbes S-N ont des pentes d'autant plus élevées que l'entaille est sévère. La plasticité au fond de l'entaille douce est responsable de ce comportement, mais les pentes élevées pour les entailles sévères (jusqu'à -0,334) résultent du fait que le stade de propagation des fissures occupe la grande majorité de la durée de vie.

Un résultat remarquable est le fait que les facteurs k_f sont à peu près égaux pour les deux rapports R pour un matériau et une géométrie donnés. Pour l'entaille douce, le facteur k_f est presque égal à k_t . Pour l'entaille sévère la valeur de k_f est plus faible que celle de k_t . L'écart maximal est enregistré pour l'acier 350W (3.64 versus 5.03). Les règles de calcul proposées par Peterson, Neuber et Kuhn & Hardrath prévoient un tel comportement, mais elles sous-estiment les facteurs k_f expérimentaux.

Pour l'éprouvette à bord lisse, la méthode de Juvinall donne une bonne estimation de la courbe S-N, la régression des points expérimentaux étant presque confondue avec la prédiction de Juvinall. L'estimation de la limite d'endurance d'une éprouvette présentant une entaille sévère s'avère être conservatrice et celle de l'entaille douce en 350W non sécuritaire. L'estimation de la limite d'endurance de l'entaille douce en 4140TR est confondue avec la valeur mesurée. Cependant la résistance des éprouvettes avec entaille (douce et sévère) est sous-estimée quand le nombre de cycles à la rupture diminue.

Malgré le fait que l'approche amorçage/propagation donne une bonne estimation de la limite d'endurance de l'entaille douce, elle reste conservatrice, surtout pour les courtes durées de vie. Pour l'acier de construction, l'approche amorçage/propagation donne une estimation conservatrice pour des durées de vie allant jusqu'à un million de cycles. Afin d'avoir une meilleure estimation dans le domaine des faibles durées de vie, il faudrait prendre en compte la plasticité en fond d'entaille par la méthode de la déformation locale.

La réduction de l'amplitude de contrainte à la limite d'endurance entre $R = -1$ et $R = 0$ sur bord lisse est supérieure pour l'acier 350W (25%) que pour l'acier 4140TR (16%). Cependant, la rupture par fatigue de l'acier 350W à $R=0$ ne peut pas avoir lieu si la conception des pièces interdit l'écoulement plastique. Dans le cas des géométries entaillées, l'effet du rapport R reste important pour l'acier 4140TR mais il devient très faible pour l'acier 350 W au delà de la limite d'endurance. Pour les deux aciers, la relation de Goodman modifiée surestime l'effet du rapport R sur la limite d'endurance, surtout pour la géométrie à bord lisse. Parmi quatre paramètres de corrélation, la relation de Gerber donne la meilleure prédiction des courbes S-N.

L'examen des surfaces de rupture confirme la formation d'une zone plastique au fond de l'entaille douce (amorçage multiple autour de la circonférence et rupture finale au centre).

L'existence d'une zone de fatigue plus petite à $R = 0$ qu'à $R = -1$ s'explique à l'aide des concepts de la mécanique de la rupture.

RÉFÉRENCES

- American Society for Metals. Reference Publications. (1981). *ASM metals reference book : a handbook of data about metals and metalworking*. Metals Park, Ohio: American Society for Metals.
- Bentachfine, S., Pluvinage, G., Gilgert, J., Azari, Z., & Bouami, D. (1999). Notch effect in low cycle fatigue. *International Journal of Fatigue*, 21(5), 421-430.
- Ciavarella, M., & Meneghetti, G. (2004). On fatigue limit in the presence of notches: classical vs. recent unified formulations. *International Journal of Fatigue*, 26(3), 289-298.
- Dowling, N. E. (1993). *Mechanical behavior of materials : engineering methods for deformation, fracture, and fatigue*. Englewood Cliffs, NJ: Prentice Hall.
- Dowling, N. E. (2007). *Mechanical behavior of materials : engineering methods for deformation, fracture, and fatigue* (3rd^e éd.). Upper Saddle River, N.J.: Pearson Prentice Hall.
- Drouin, G. (1986). *Eléments de machines* (2e éd. rev. et augm. --^e éd.). Montréal: Editions de l'Ecole polytechnique de Montréal.
- Fuchs, H. O., & Stephens, R. I. (1980). *Metal fatigue in engineering*. New York: Wiley.
- Henaff, G., & Morel, F. (2005). *Fatigue des structures : endurance, critères de dimensionnement, propagation des fissures, rupture*. Paris: Ellipses.

Heywood, R. B. (1962). *Designing against fatigue*. London: Chapman.

Klesnil, M., & Lukas, P. (1980). Fatigue of metallic materials. 239.

Lee, Y.-L. (2005). *Fatigue testing and analysis : theory and practice*. Burlington, Mass.: Elsevier Butterworth-Heinemann.

Lieurade, H.-P., & Lu, J. Concentrations de contraintes. *Techniques de l'ingénieur, BM 5040-1*.

Limodin, N. (2005). *Amelioration de la resistance en fatigue d'un acier 4140 par nitruration gazeuse*. Ph.D. inédit, Ecole Polytechnique, Montreal (Canada), Canada.

Schijve, J. (1980). STRESS GRADIENTS AROUND NOTCHES. *Fatigue of engineering materials and structures*, 3(4), 325-338.

Schijve, J. (2001). *Fatigue of structures and materials*. Dordrecht, The Netherlands: Kluwer Academic.

Shigley, J. E., Mischke, C. R., & Budynas, R. G. (2004). *Mechanical engineering design* (7th^e éd.). New York: McGraw-Hill.

Stephens, R. I., & Fuchs, H. O. (2001). *Metal fatigue in engineering* (2nd^e éd.). New York ; Toronto: Wiley.

- Susmel, L. (2008). The theory of critical distances: a review of its applications in fatigue. *Engineering Fracture Mechanics*, 75(7), 1706-1724.
- Susmel, L., & Taylor, D. (2010). An elasto-plastic reformulation of the Theory of Critical Distances to estimate lifetime of notched components failing in the low/medium-cycle fatigue regime. *Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME*, 132(2), 0210021-0210028.
- Taylor, D. (1999). Geometrical effects in fatigue: a unifying theoretical model. *International Journal of Fatigue*, 21(5), 413-420.
- Taylor, D. (2008). The theory of critical distances. *Engineering Fracture Mechanics*, 75(7), 1696-1705.
- Taylor, D., & Hoey, D. (2009). High cycle fatigue of welded joints: The TCD experience. *International Journal of Fatigue*, 31(1), 20-27.
- Taylor, D., & Wang, G. (2000). Validation of some methods of notch fatigue analysis. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 23(5), 387-394.
- Vander Voort, G. F., & ASM International. Handbook Committee. (2004). *ASM handbook. Volume 9, Metallography and microstructures*. Materials Park, Ohio: ASM International.
- Verreman, Y., & Limodin, N. (2008). Fatigue notch factor and short crack propagation. *Engineering Fracture Mechanics*, 75(6), 1320-1335.

Yao, W., Xia, K., & Gu, Y. (1995). On the fatigue notch factor, K_f . *International Journal of Fatigue*, 17(4), 245-251.

ANNEXE : DONNÉES S-N DES ESSAIS DE FATIGUE

Tableau A.1 : Acier 4140TR à R = -1

Bord lisse		Entaille r = 1,52 mm		Entaille r = 0,2 mm	
N _r	σ _a (MPa)	N _r	σ _a (MPa)	N _r	σ _a (MPa)
22 131	700	12 438	500	6 061	500
46 968	675	29 471	450	11 913	400
54 223	650	86 272	350	22 544	300
96 038	625	374 405	300	63 247	200
151 368	600	599 380	275	74 363	175
228 289	575	4 269 530	264	177 766	150
649 401	550	4 952 680	250	464 566	125
4 229 510	535			>7 000 000	115
>5 000 000	525			>5 000 000	100

Tableau A.2 :Acier 350W à R = -1

Bord lisse		Entaille r = 1,52 mm		Entaille r = 0,2 mm	
N _r	σ _a (MPa)	N _r	σ _a (MPa)	N _r	σ _a (MPa)
4 500	413	6062	400	1 625	400
17 763	370	10 687	350	3 150	350
55 273	350	15 842	300	5 853	300
70 909	325	203 100	200	22 595	200
250 437	310	450 492	150	244 644	100
780 850	300	191 363	175	632 780	85
855 776	285	607 064	138	>5 200 000	70
887 001	293	>6 269 550	125		
>5000000	270				

Tableau A.3 : Acier 4140TR à R = 0

Bord lisse		Entaille r = 1,52 mm		Entaille r = 0,2 mm	
N _r	σ _a (MPa)	N _r	σ _a (MPa)	N _r	σ _a (MPa)
7 249	545	19 804	400	8 191	300
41 788	525	35 368	350	30 958	200
67 917	500	67 812	300	55 480	150
205 498	475	189 240	250	237 963	130
>4 193 320	462	>5 000 000	235	124 229	120
>5 000 000	450	>5 000 000	222	171 086	110
		>5 000 000	200	230 865	105
				>4 991 280	100

Tableau A.4 : Acier 350W à R = 0

Bord lisse		Entaille r = 1,52 mm		Entaille r = 0,2 mm	
N_r	σ_a (MPa)	N_r	σ_a (MPa)	N_r	σ_a (MPa)
1 546	280	19 457	290	280	4041
2 928	280	20 352	280	9675	230
9 784	270	60 577	230	22 848	180
141 766	260	130 225	180	104 507	130
409 828	250	289 427	170	478 435	90
445 318	240	2 865 576	160	1 548 410	75
1 352 450	230	4 644 523	140	1 704 880	68
>5 104 350	220	>5 250 000	130	>5 000 000	55